

# **Oberflächenbehandlung von Umformwerkzeugen durch Festklopfen**

Vom Fachbereich Maschinenbau  
an der Technischen Universität Darmstadt

zur

Erlangung des Grades eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)  
genehmigte

D i s s e r t a t i o n

vorgelegt von

**MSc Johannes Wied**

geboren in Lich

Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. C. Berger

Mitberichterstatter: Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Wirtsch.-Ing. P. Groche

Tag der Einreichung: 01.11.2010

Tag der mündlichen Prüfung: 15.12.2010

Darmstadt 2011

D17

Dieses Dokument wird bereitgestellt von tuprints,  
E-Publishing-Service der TU Darmstadt.  
<http://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de>  
[tuprints@ulb.tu-darmstadt.de](mailto:tuprints@ulb.tu-darmstadt.de)

URL: <http://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de/2487/>  
URN: urn:nbn:de:tuda-tuprints-24873

## **Vorwort**

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Beschäftigung als Doktorand im Mercedes-Benz Werk Sindelfingen.

Mein besonderer Dank gilt der Leiterin des Instituts für Werkstoffkunde der Technischen Universität Darmstadt Frau Prof. Dr.-Ing. Christina Berger für die Übernahme der Berichterstattung und für die Unterstützung bei der Planung und Anfertigung dieser Arbeit. Herrn Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Wirtsch.-Ing. Peter Groche danke ich für die Übernahme der Mitberichterstattung und für sein darüber hinausgehendes Engagement.

Ebenso gilt mein Dank allen Mitarbeitern des Instituts für Werkstoffkunde vor allem Herrn Dr.-Ing. Torsten Troßmann und des Instituts für Produktionstechnik und Umformmaschinen besonders Herrn Dipl.-Ing. Michael Engels, die durch ihre fachkundige Beratung einen Beitrag zur Entstehung dieser Arbeit geleistet haben.

Insbondere danke ich meinem Teamleiter Herrn Dr. Martin Klamser für die Unterstützung in allen Angelegenheiten während der Anfertigung dieser Arbeit und meinen Kollegen im Team Werkzeugentwicklung. Außerdem gilt mein Dank dem Leiter der Abteilung Werkzeugbau-Engineering Herrn Dr. Peter Linden und dem Leiter des Centers Betriebsmittel Herrn Günter Sprecher, die Innovationen wie das Festklopfverfahren fortwährend gefördert haben.

Die Mitarbeiter des Centers Betriebsmittel, die einen entscheidenden Beitrag zu dieser Arbeit geleistet haben, können an dieser Stelle nicht alle persönlich genannt werden. Namentlich erwähnt seien die Herren Günter Hauser, Wolfgang Sayer, Rolf Dieterle, Martin Marquardt und Christian Bühler, die die Umsetzung dieser Arbeit in die Praxis vorangetrieben haben.

Weiterhin gilt mein Dank den Abteilungsleitern Herrn Dr. Dirk Hortig und Herrn Randolph Maier, die von Beginn an ihr Vertrauen in das Festklopfverfahren und in mich gesetzt haben.

Daneben danke ich allen Mitarbeitern des Centers Produktions- und Werkstofftechnik, die dieser Arbeit mit metallkundlicher, oberflächentechnischer und messtechnischer Expertise beistanden, besonders Herrn Prof. Dr. Karl Roll und seinem Team für die Unterstützung bei der FEM-Modellierung.

Diese Arbeit wurde auch von vielen Menschen außerhalb der Technischen Universität Darmstadt und des Mercedes-Benz Werk Sindelfingen entscheidend geprägt. Stellvertretend für die Projektpartner möchte ich mich an dieser Stelle bei Herrn Christian

Löcker (KWL), Herrn Johan Berglund (Sandvik Tooling) und Frau Anna Medvedeva (Uddeholm) für die vertrauensvolle Zusammenarbeit bedanken.

Abschließend danke ich allen Studenten, die im Rahmen von Diplomarbeiten, Bachelorarbeiten, Technikerarbeiten und Fachpraktika wichtige Beiträge zum Gelingen dieser Arbeit geleistet haben und wünsche den Herren Alexander Tschürtz, Guillaume Chabault, André Ortwein, Christoph Mittnacht, Martin Schmidt, Thomas Agbor, Rui Duarte, Jochen Groß, André Feklistow, Eric Bayerschen, Arne Meindl, Daniel Rehmann, Daniel Wurst, Jan Scheil, Lukas Schlicker und Frau Lydia-Maria Wagner viel Erfolg in ihrem beruflichen Werdegang.

#### Eidesstattliche Erklärung

Hiermit erkläre ich, dass ich die vorliegende Arbeit, abgesehen von den in ihr ausdrücklich genannten Hilfen, selbständig verfasst habe.

Sindelfingen, den 29. Oktober 2010



---

Johannes Wied

## **Lebenslauf**

### **Persönliche Daten**

Name: Johannes Wied  
Geburtsdatum: 7. Juli 1981  
Geburtsort: Lich, Krs. Gießen  
Staatsangehörigkeit: deutsch  
Familienstand: ledig

### **Schulausbildung**

08.1988 – 07.1992 Gemeinschaftsgrundschule Heidkamp, Bergisch Gladbach  
08.1992 – 05.2001 Dietrich Bonhoeffer Gymnasium, Bergisch Gladbach  
Abschluss: Allgemeine Hochschulreife

### **Studium**

09.2001 – 01.2005 Studium des Allgemeinen Maschinenbaus an der Rheinischen Fachhochschule Köln  
Abschluss: Diplomingenieur (FH)  
01.2005 – 09.2006 Masterstudium „Materials Processing“ an der Königlichen Technischen Hochschule Stockholm  
Abschluss: Master of Science  
seit 10.2007 Eingeschrieben an der Technischen Universität Darmstadt im Rahmen des Promotionsstudiums

### **Beschäftigungsverhältnisse**

09.2001 – 09.2006 Industriestipendiat bei Dr. Meleghy Werkzeugbau & Presswerk (später Tower Automotive) in Bergisch Gladbach  
09.2006 – 09.2007 Werksingenieur im Bereich Rohbau von Karosseriekomponenten bei der Tower Automotive Duisburg GmbH  
seit 10.2007 Doktorand im Center Betriebsmittel des Mercedes-Benz Werk Sindelfingen, Daimler AG

Verzeichnis verwendeter Symbole und Abkürzungen.....	VIII
1    Einleitung.....	1
2    Stand der Technik.....	2
2.1    Karosserietechnik und Umformwerkzeuge .....	2
2.1.1    Ziehprozess in der Karosserieblechfertigung.....	2
2.1.2    Herstellung von Umformwerkzeugen.....	4
2.2    Verfahren der maschinellen Oberflächenbearbeitung.....	6
2.2.1    Feinfräsen .....	6
2.2.2    Formschleifen .....	9
2.2.3    Kugelstrahlen .....	10
2.2.4    Festwalzen .....	11
2.2.5    Ultraschallhämmern .....	13
2.2.6    Laserstrahlpolieren .....	13
2.2.7    Festklopfen.....	14
2.3    Wirkprinzip mechanischer Oberflächenbehandlung.....	16
2.3.1    Einglättung .....	17
2.3.2    Kaltverfestigung .....	26
2.3.3    Erzeugung oberflächennaher Druckeigenstresspannungen.....	31
3    Zielsetzung.....	34
4    Experimentelle Untersuchungen .....	36
4.1    Aufprallversuche .....	36
4.1.1    Aufbau, Durchführung und Auswertung der Aufprallversuche .....	37
4.1.2    Ergebnisse der Aufprallversuche .....	40
4.2    Festklopfversuche.....	46
4.2.1    Aufbau, Durchführung und Auswertung der Festklopfversuche .....	47
4.2.2    Ergebnisse der Festklopfversuche .....	52
4.3    Zusammenfassung der experimentellen Untersuchungen.....	68
5    FEM-Simulationen .....	69
5.1    Modelleigenschaften.....	69
5.2    Modellverifikation.....	71
5.3    Simulation der Festklopfbearbeitung.....	75
5.4    Zusammenfassung der FEM-Simulationen .....	80
6    Einfluss der Prozessparameter.....	81
6.1    Einfluss des Werkstück- und Werkzeugmaterials .....	81
6.2    Einfluss des Kugeldurchmessers .....	85

6.3	Einfluss der Aufprallenergie.....	87
6.4	Einfluss des Abdruckabstands .....	89
6.5	Einfluss des Zustell- und Aufprallwinkels .....	91
6.6	Einfluss des Festklopfsystems .....	94
6.6.1	Elektrodynamisches Festklopfsystem .....	94
6.6.2	Piezoelektrisches Festklopfsystem.....	97
6.6.3	Pneumatisches Festklopfsystem.....	99
6.7	Einfluss der Bearbeitungsstrategie und -maschine .....	102
6.8	Zusammenfassung der Parametereinflüsse .....	105
7	Produktionsversuche .....	107
7.1	Ergebnisse der Produktionsversuche.....	108
7.1.1	Ziehstempel Vorderkotflügel li./re. C218 .....	108
7.1.2	Ziehmatrize Dach S205.....	110
7.2	Kosten-Nutzen-Analyse .....	111
7.3	Zusammenfassung der Produktionsversuche.....	112
8	Zusammenfassung .....	113
9	Literaturverzeichnis .....	114

## Verzeichnis verwendeter Symbole und Abkürzungen

Symbol	Einheit	Beschreibung
$a$	m	Abstand zwischen Gleitebenen
$a_e$	m	Radius der Kontaktfläche
$a_p$	m	Radius der projizierten Abdruckfläche
$a^*$	m	Radius der Kontaktfläche bei maximaler Eindringtiefe
$A_i$	m <sup>2</sup>	Stößelflächen
$A_j$	m <sup>2</sup>	Kolbenflächen
$A(x,y,z)$		Punkt im belasteten Halbraum
$b$	m	Abstand zwischen Atomen in Richtung der Gleitebenen
$b_{A/K/R/V}$	kg/s	Dämpfungskonstanten in Bewegungsgleichungen
$B$	T	magnetische Flussdichte
$c$		Bool'sche Variable „Kontaktbedingung erfüllt“
$d_A$	m	Abdruckdurchmesser
$d_K$	m	Kugeldurchmesser
$e$		Stoßzahl
$E$	Pa	Elastizitätsmodul
$E^*$	Pa	effektiver Elastizitätsmodul
$E_{el}$	V/m	elektrische Feldstärke
$f$	m	Zeilensprung
$F$	N	Kraft
$F^*$	N	maximale Kontaktkraft
$F_K$	N	Kontaktkraft
$F_L$	N	Lorentzkraft
$F_M$	N	Massenträgheitskraft
$F_R$	N	Reibkraft
$G$	Pa	Schubmodul
$h$	m	Kolbenausgangsposition
$i(t)$	A	Erregerstrom
$k_{A/F/K/V}$	N/m	Federkonstanten in Bewegungsgleichungen
$K$	s <sup>m</sup> Pa	lineare Materialkonstante in Verfestigungsmodellen
$l$	m	Leiterlänge
$L_0$	m	Ausgangslänge
$\Delta L$	m	Längenänderung
$m$		dehnratenbezogener Verfestigungsexponent
$m_A$	kg	Aktormasse
$m_K$	kg	Masse des Aufprallkörpers
$m_{K0}$	kg	Kolbenmasse



$m_s$	kg	Stößelmasse
$n$		dehnungsbezogener Verfestigungsexponent
$p$	Pa	Druck
$p(r)$	Pa	radiale Kontaktspannungsverteilung
$p_0$	Pa	Kontaktspannung im Zentrum der Kontaktfläche bzw. Ausgangsdruck
$p_i$	Pa	Druck auf Stößelflächen
$p_j$	Pa	Druck auf Kolbenflächen
$p_m$	Pa	mittlere Kontaktspannung
$q$	C	elektrische Ladung
$r$	m	Radius bzw. Krümmung
$r_F$	m	Kugelfräserradius
$r_K$	m	Klopfkugelradius
$r_W$	m	Walzkugelradius
$R_a$	m	mittlere Rauheit
$R_{a\parallel}$	m	mittlere Rauheit parallel zur Klopfvorschubrichtung
$R_{a\perp}$	m	mittlere Rauheit senkrecht zur Klopfvorschubrichtung
$R_m$	Pa	Zugfestigkeit
$R_{p0,2}$	Pa	0,2%-Dehngrenze
$R_{pA}$	Pa	Dehngrenze unter Aufprallbedingungen
$R_s$	J/kgK	spezifische Gaskonstante
$R_t$	m	Rautiefe
$R_{th}$	m	theoretische Rautiefe
$s$	m	Höhe der Materialaufwerfung bzw. Tiefe des Materialeinzugs
$T$	K	absolute Temperatur
$u(t)$	V	Erregerspannung
$u_x, u_y, u_z$	m	Verschiebungskomponenten
$\ddot{U}$		Überrollzahl beim Festwalzen
$v_A$	m/s	Aufprallgeschwindigkeit
$v_q$	m/s	Geschwindigkeit elektrischer Ladung
$v'$	m/s	Rückprallgeschwindigkeit
$V$	m <sup>3</sup>	verdrängtes Werkstoffvolumen
$V_s$	m <sup>3</sup>	Schnittvolumen
$W_A$	J	Aufprallenergie
$W_e$	J	elastische Verformungsenergie
$W_p$	J	plastische Verformungsenergie
$W_r$	J	Reibungsverlustenergie
$x, y, z$	m	Koordinaten im belasteten Halbraum
$x_A$	m	Aktorauslenkung
$x_{Ko}$	m	Kolbenauslenkung
$x_s$	m	Stößelauslenkung
$x_{V,0}$	m	Vorspannweg

$\alpha$		Kristallgitterparameter
$\beta$	N/V	piezoelektrischer Proportionalitätsfaktor zwischen Kraft und Spannung
$\delta$	m	axiale Verformung
$\delta_e$	m	Annäherung zweier Körper beim Kontakt
$\delta_p$	m	Abdrucktiefe
$\delta^*$	m	maximale Eindringtiefe
$\delta'$	m	axiale elastische Rückformung
$\varepsilon$		Dehnung
$\varepsilon_0$		Ausgangsdehnung
$\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z$		Dehnungskomponenten
$\dot{\varepsilon}$		Dehnrage
$\nu$		Querkontraktionszahl
$\pi$		Kreiszahl
$\varrho$	kg/m <sup>3</sup>	Dichte
$\varrho_0$	kg/m <sup>3</sup>	Ausgangsdichte
$\varrho_v$	1/m <sup>3</sup>	Versetzungsdichte
$\sigma$	Pa	Normalspannung
$\sigma_0$	Pa	Ausgangsnormalspannung
$\tau$	Pa	Schubspannung
$\tau_0$	Pa	kritische Schubspannung
$\varphi$		Volumenanteil

#### Abkürzungen

CAD	Computer Aided Design (rechnerunterstützte Konstruktion)
Fa.	Firma
FE(M)	Finite Elemente (Methode)
HBW	Härte nach Brinell (bestimmt mit Wolframkarbidkugel)
HSC	High Speed Cutting (Hochgeschwindigkeitsfräsen)
HV	Härte nach Vickers
KWL	Konstruktion und Werkzeugbau Löcker
li.	Bauteil an der linken Fahrzeugseite
li./re.	Doppelbauteile an der linken und rechten Fahrzeugseite
NE-Metall	Legierung deren Hauptbestandteil nicht Eisen ist
re.	Bauteil an der rechten Fahrzeugseite

## 1 Einleitung

Den steigenden Ansprüchen der Kunden traditioneller Absatzmärkte und den Kundenanforderungen neuer Wachstumsmärkte begegnet die Automobilindustrie mit wachsenden Modellpaletten. Die einzelnen Baureihen werden dabei mit immer geringeren Stückzahlen produziert. Dieser Trend führt dazu, dass die Kosten für Entwicklung und Anlauf neuer Modelle auf weniger verkaufte Einheiten umgelegt werden müssen. Um ein wettbewerbsfähiges Preis-/Wertverhältnis zu erreichen, gehört es zu den Herausforderungen der Automobilhersteller, die eingesetzten Ressourcen möglichst effizient zu nutzen.

Zu den gängigen Effizienzsteigerungsmaßnahmen gehören der Einsatz identischer Baugruppen in verschiedenen Fahrzeugmodellen, die sogenannte Plattformstrategie, und die Wiederverwendung von Betriebsmitteln. Außerdem sind Automobilhersteller bestrebt die Durchlaufzeit bei der Entwicklung und Einführung neuer Modelle zu reduzieren, sowie die Kosten für die Bereitstellung von Betriebsmitteln zu senken [1,2].

Aus diesem Grund wird im Center Betriebsmittel des Mercedes-Benz Werk Sindelfingen das Festklopffverfahren zur maschinellen Einglättung und Verfestigung von Umformwerkzeugen für die Karosserieteilfertigung erprobt. Durch den Einsatz dieses Verfahrens soll der hohe Aufwand der bisher eingesetzten manuellen Oberflächenbearbeitung reduziert werden.

Aktuell werden Umformwerkzeuge nach der Fräsbearbeitung von Hand eingelätet und besonders beanspruchte Bereiche anschließend gehärtet und beschichtet. Der manuelle Prozess ist zeit- und kostenintensiv und hat technologische Nachteile. Eine genaue Beschreibung des Prozesses bezüglich Aufwand und Qualität ist kaum möglich. Maschinelle Schleif- und Polierverfahren konnten die manuelle Nacharbeit bis jetzt nicht in der Breite ablösen [3].

Festklopfen ist ein inkrementelles Kaltschmiedeverfahren. Dabei hämmert eine Hartmetallkugel mit einer Frequenz von über 100 Hertz gegen eine metallische Werkstückoberfläche. Das Schlagwerkzeug wird von einem Roboter oder einer Bearbeitungsmaschine über die Werkstückoberfläche geführt. Dieses Verfahren stellt eine neue Möglichkeit Umformwerkzeuge maschinell einzuglätten dar und zeigte in vorangegangenen Versuchen großes technisches und wirtschaftliches Potential [4,5]. Es fehlen allerdings Untersuchungen an realen Umformwerkzeugen und es existiert keine Dokumentation über eine geeignete Prozessführung oder über das zu erreichende Ergebnis.

Im Fokus dieser Dissertation steht die mechanische und materialwissenschaftliche Modellierung des Festklopfprozesses zur Ermittlung grundlegender Zusammenhänge für die Wahl geeigneter Prozessparameter. Die Ergebnisse der Untersuchungen sollen anschließend anhand der Eignung festgeklopfter Umformwerkzeuge zur Herstellung von Karosserieteilen validiert werden.

## 2 Stand der Technik

In diesem Kapitel wird zunächst die Notwendigkeit der Oberflächenbearbeitung von Umformwerkzeugen aus ihrer Funktion abgeleitet. Danach werden gängige Verfahren zur Oberflächenbearbeitung und -behandlung vorgestellt und die jeweilige Eignung für die maschinelle Einglättung von Umformwerkzeugen bewertet. Anschließend wird der aktuelle Stand der Erkenntnisse zum Wirkprinzip mechanischer Oberflächenbehandlung vorgestellt und die Übertragbarkeit vorhandener Modelle auf die Verhältnisse beim Festklopfen untersucht.

### 2.1 Karosserietechnik und Umformwerkzeuge

Die Motivation, ein Verfahren zur automatischen Einglättung von Umformwerkzeugen zu entwickeln, ergibt sich aus der Funktion der Umformwerkzeuge und den Defiziten der manuellen Oberflächenbehandlung. Deswegen wird hier die Anwendung und Herstellung von Umformwerkzeugen, insbesondere Ziehwerkzeugen, vorgestellt.

#### 2.1.1 Ziehprozess in der Karosserieblechfertigung

In Presswerken der Automobilindustrie werden aus aufgewickelten Blechbändern, sogenannten Coils, einzelne Formbleche hergestellt, die anschließend zur Karosserie zusammengefügt werden. Die Karosseriebauteile werden in mehreren Arbeitsschritten aus den Coils gefertigt. Zunächst wird das Coil abgerollt und aus dem Band ein ebenes Blech ausgeschnitten, danach wird die Form des Bauteils in das Blech gezogen und anschließend finden Beschnitt-, Loch-, Abkant-, Umstell- und Nachformoperationen statt. Diese Operationen werden sukzessiv in Pressenstraßen oder Transferpressen durchgeführt, wobei das Bauteil automatisch von einer Station zur nächsten transportiert wird. In die Pressen werden bauteilspezifische Umformwerkzeuge eingebaut, die die jeweils benötigten Funktionselemente besitzen. Dabei können auch mehrere Operationen in ein Werkzeug integriert sein.

Das Festklopfverfahren zeigt sein größtes Potential bei der Oberflächenbehandlung von Ziehwerkzeugen, da während der Ziehoperation die großflächigste Relativbewegung zwischen Werkzeug und Blech stattfindet und deshalb die Anforderungen an die Oberflächengüte besonders hoch sind [6]. Ziehwerkzeuge in der Karosserietechnik bestehen in der Regel aus drei Teilen: Stempel, Matrize und Blechhalter. Bild 1 zeigt den prinzipiellen Aufbau und die Prozessschritte beim Ziehvorgang. Zuerst wird der ebene Blechzuschnitt in das Ziehwerkzeug eingelegt und der Pressenstößel fährt zusammen. Dadurch wird das Blech zwischen Blechhalter und Matrize eingespannt. Anschließend drückt der Stempel das Blech in die Hohlräume der Matrize. Die Blechrückhaltung ist so ausgelegt, dass das Blech zumindest teilweise nachfließen kann. Deswegen handelt es sich hierbei um eine Mischung aus Tiefziehen und Streckziehen.

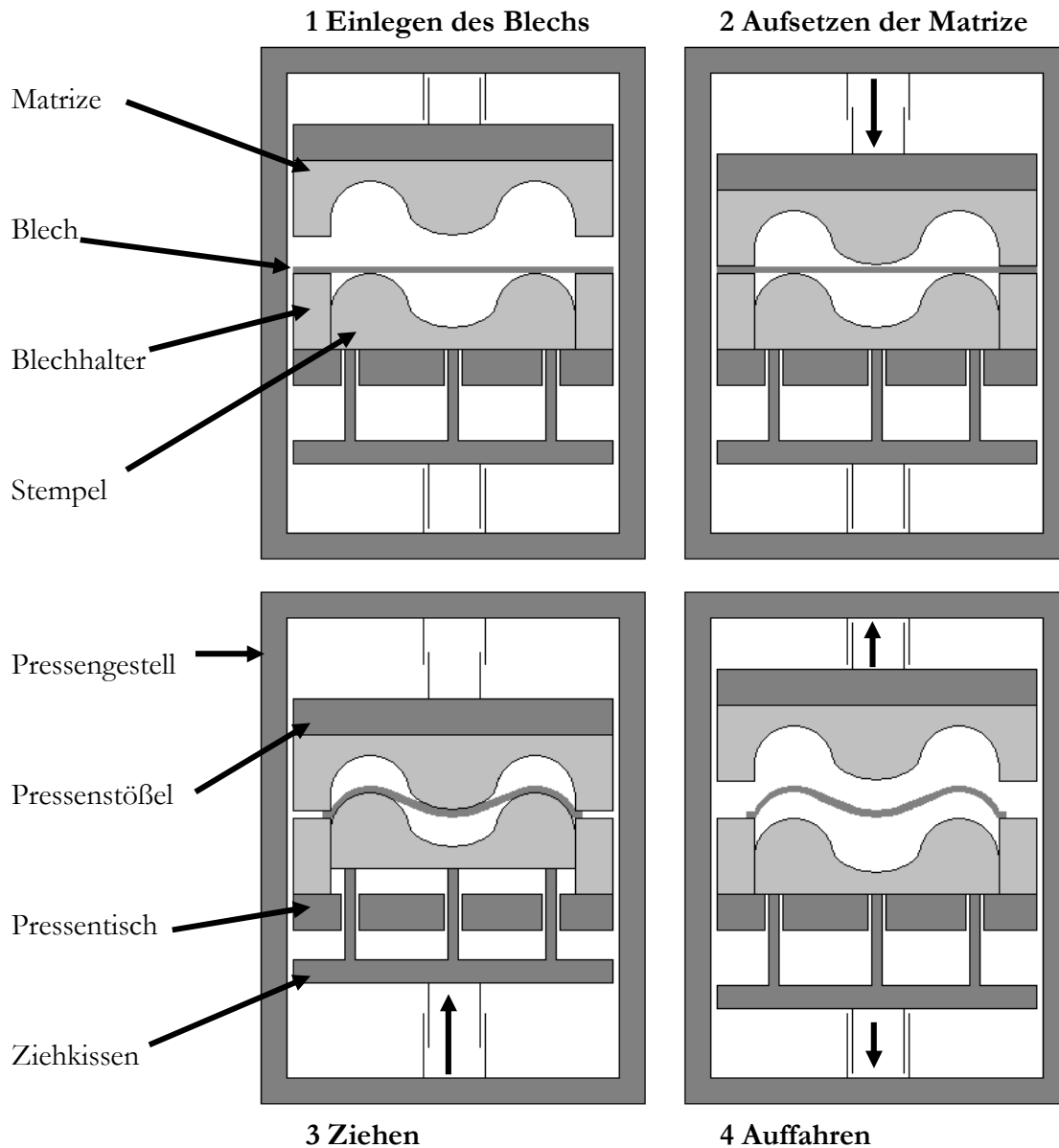


Bild 1: Prinzipskizze Ziehoperation

Das Blech wird während des Ziehvorgangs so stark gedehnt, dass die Fließspannung überschritten wird und eine bleibende Formänderung eintritt. Wenn die Presse wieder aufzieht, wird das Blech entlastet und federt um den elastischen Anteil der Verformung zurück. Beim Anformen des zunächst ebenen Bleches an die Werkzeugkontur findet eine Relativbewegung zwischen Blech und Werkzeug unter hoher Flächenpressung statt. Die Nennkontaktspannung liegt bei bis zu 50 MPa. Da zuerst die Rauheitsspitzen aufeinander treffen ist die tatsächliche Kontaktfläche geringer als die für die Berechnung der Nennspannung zugrunde gelegte Kontaktfläche. Deswegen können deutlich höhere Spannungen in der Kontaktzone auftreten. Hier kann die Grenzscherhaftung (Adhäsion) zwischen den Kontaktpartnern größer sein als der innere Zusammenhalt (Kohäsion) des Blechwerkstoffs bzw. der Beschichtung und es kann zum Materialübertrag vom weicheren Blech auf das härtere Werkzeug, sogenannten Aufschweißungen, kommen.

Wenn Rauheitsspitzen des Blechs oder Fremdkörper unter Druck in den Werkzeugwerkstoff eindringen und relativ bewegt werden, dann lösen sich Partikel aus dem Werkzeugwerkstoff und es kommt zum Materialabtrag (Abrasion). Adhäsion und Abrasion treten häufig gemeinsam auf und begrenzen die Standmenge des Umformwerkzeugs.

Neben Verschleißmechanismen wie Adhäsion und Abrasion wirkt sich die Oberflächenrauheit des Ziehwerkzeugs auch in anderer Hinsicht negativ auf den Umformprozess aus. Raue Oberflächen erhöhen die Reibung zwischen Blech und Werkzeug und damit werden größere Umformkräfte für den gleichen Materialfluss benötigt. Das umgeformte Bauteil erleidet Schädigungen wie Einschnürungen oder Risse, wenn die maximal ertragbare Spannung im Blech lokal überschritten wird [7]. Da für die Herstellung von Karosserieteilen mit gleichbleibender Qualität möglichst konstante Prozessparameter benötigt werden, sollten sich auch die Reibeigenschaften von Umformwerkzeugen im Betrieb kaum ändern.

### 2.1.2 Herstellung von Umformwerkzeugen

Die in diesem und den folgenden Abschnitten vorgestellten Details beziehen sich auf Großwerkzeuge für die Blechumformung in der Automobilindustrie (siehe Bild 2).



Bild 2: Ziehstempel Motorhaube Innenteil für Baureihe C218 (nach der Festklopfbearbeitung)

Umformwerkzeuge werden aus Materialien hergestellt, die die im vorherigen Abschnitt beschriebenen Belastungen dauerhaft ertragen können. Bei Mercedes-Benz werden je nach Modellreihe eine Million und mehr Bauteile mit einem einzigen Werkzeug produziert.

Vor allem metallische Werkstoffe weisen die nötige Kombination aus Festigkeit, Zähigkeit und Verschleißwiderstand auf, um diese Anforderung zu erfüllen. Da für jedes Fahrzeugmodell mehrere hundert bis einige tausend Tonnen Material zur Herstellung der Umformwerkzeuge benötigt wird, werden wegen der günstigen Verfügbarkeit und

Verarbeitbarkeit hauptsächlich Gusseisen- und Stahlwerkstoffe verwendet. Die Teile des Werkzeugs, die als Träger für die Funktionselemente dienen und keiner Verschleißbelastung unterliegen, bestehen laut Mercedes-Benz Presswerkzeugnorm [8] aus dem Lamellengraphitguss EN-JL1040. Die Funktionsflächen von Ziehwerkzeugen, die einer Relativbewegung mit dem Blech ausgesetzt sind, bestehen aus dem Kugelgraphitguss EN-GJS-HB265. Besonders belastete Funktionselemente wie Schneidmesser und Abkantbacken werden aus Werkzeugstählen wie 1.2379 oder 1.2358 hergestellt.

Großwerkzeuge in der Karosserietechnik haben ein Gewicht von mehreren Tonnen und besitzen komplexe Geometrien. In den meisten Fällen wird ein Werkzeug nur ein einziges Mal hergestellt, d.h. es wird im Laufe der Produktion nicht ersetzt. Deswegen besteht die günstigste Produktionsmethode im endkonturnahen Gießen und anschließendem Fräsen der Funktionsflächen in mehreren Stufen. Zuerst wird die Grundfläche eben gefräst, um eine definierte Referenzfläche für die weiteren Bearbeitungsschritte zu erzeugen. Danach werden in der 5-Seiten-Bearbeitung vor allem ebene und rotationssymmetrische Flächen zur Montage von Anbauteilen gefräst. Zuletzt werden komplexe Flächen, wie die Ziehgeometrie, schrittweise bearbeitet. Bei jedem Schritt wird der Abstand zwischen den Fräszeilen feiner gewählt, wodurch die Höhe der Fräsriefen abnimmt und die Bearbeitungsdauer steigt. Die Anzahl der Schritte und die Wahl der Prozessparameter sind entscheidende Faktoren für die Produktivität der Fräsbearbeitung und für die erzeugte Oberflächengüte.

Anschließend an die Fräsbearbeitung erfolgt das manuelle Oberflächenfinish. Dabei werden schrittweise die Rauheitsspitzen nach dem Fräsen zuerst mit Schleifsteinen und dann mit feiner werdendem Schleifpapier abgetragen. Die manuelle Finishbearbeitung eines Ziehwerkzeugs für Seitenwandbleche kann bis zu 130 Mannstunden dauern, damit ist dieser Prozess einer der kosten- und zeitintensivsten bei der Anfertigung von Umformwerkzeugen. Der größte Vorteil der manuellen Oberflächenbearbeitung ist die hohe Flexibilität, da nahezu jede Art von Geometrie und Material bearbeitet werden kann und man dabei die verbleibenden Schleifriefen in Richtung des Materialflusses verlaufen lassen kann. Dieser sogenannte Zug kann durch maschinelle Verfahren kaum erreicht werden. Auf der anderen Seite hat der Prozess neben dem hohen Aufwand auch technologische Nachteile. Er unterliegt den üblichen Schwankungen von Handarbeit bezüglich der Bearbeitungsdauer, der erreichten Oberflächenqualität und der abgetragenen Materialmenge. Die Abweichung von der Soll-Geometrie, die nach dem Fräsen nur wenige hundertstel Millimeter beträgt, wird durch das manuelle Oberflächenfinish vergrößert. Teilweise werden Funktionsflächen im Anschluss an die Oberflächenbearbeitung je nach Beanspruchung noch gehärtet oder beschichtet.

Eine besondere Variante von Umformwerkzeugen in der Karosserietechnik sind die Prototypenwerkzeuge. Im Gegensatz zu Serienwerkzeugen werden mit ihnen nur wenige Bauteile für Einbau- und Crash-Tests vor dem Anlauf einer neuen Modellreihe produziert. Wegen der geringen Stückmenge werden sie aus einem weniger festen Werkstoff hergestellt, der sich dafür sehr leicht gießen und zerspanen lässt. Der Betriebsmittelbau im Mercedes-Benz Werk Sindelfingen stellt Prototypenziehwerkzeuge für Außenhautbleche

aus der Zink-Legierung  $\text{ZnAl}_4\text{Cu}_3$  („Zamak“) her. Auch Prototypenwerkzeuge werden nach der Fräsbearbeitung manuell eingeglättet. Aufgrund der geringeren Festigkeit des Werkstoffs fällt hier weniger Aufwand für das Oberflächenfinish an. Allerdings ist wegen der geringen Standmenge pro Werkzeug und häufiger Änderungen der Umsatz an Prototypenwerkzeugen größer als der Umsatz an Serienwerkzeugen.

## 2.2 Verfahren der maschinellen Oberflächenbearbeitung

Es existieren maschinelle Verfahren mit denen die Handarbeit beim Oberflächenfinish von Umformwerkzeugen reduziert oder möglicherweise abgelöst werden kann, jedoch hat sich noch keines davon in der Breite durchgesetzt. In diesem Abschnitt wird eine Auswahl dieser Verfahren vorgestellt. Der Fokus liegt dabei auf der jeweiligen Eignung zur maschinellen Einglättung von Umformwerkzeugen.

### 2.2.1 Feinfräsen

Es ist technisch möglich Ziehgeometrien so fein zu fräsen, dass die Anforderungen an die Oberflächengüte ohne manuelle Nacharbeit erfüllt werden, allerdings ist der Bearbeitungsaufwand dafür sehr hoch. Um das Kosten-Nutzen-Verhältnis der Erzeugung nacharbeitsfreier Werkzeugoberflächen durch Fräsbearbeitung zu ermitteln, wird nachfolgend ein Vergleich mit dem konventionellen Prozess angestellt.

Zum Fräsen von geschwungenen Formoberflächen werden in der Regel Kugelfräser verwendet, da mit ihnen jede Geometrie, deren kleinster Innenradius größer als der Radius des Kugelfräasers ist, vollständig bearbeitet werden kann. Es gibt einen geometrischen Zusammenhang zwischen der Höhe der Fräsriefen, dem Kugeldurchmesser und dem Zeilensprung (Abstand der Fräsbahnen). Bild 3 zeigt den Schnitt durch eine gefräste Oberfläche zur Darstellung des Einflusses der Prozessparameter auf die Höhe der Fräsriefen.

Es ist ersichtlich, dass die Höhe der Fräsriefen mit steigendem Kugelfräserradius  $r_F$  und sinkendem Zeilensprung  $f$  abnimmt. Die Höhe der Fräsriefen lässt sich unter idealisierten Bedingungen aus geometrischen Zusammenhängen berechnen und wird dann theoretische Rautiefe  $R_{th}$  genannt [9].

$$R_{th} = r_F - \sqrt{r_F^2 - \frac{f^2}{4}} \quad Gl. 1$$

Dieses Rechenmodell basiert auf der Annahme, dass Bahnen mit einem perfekt kreisabschnittsförmigen Querschnitt aus dem Material gefräst werden. In der Realität bestehen die Bahnen aus einzelnen Scherflächen, die zusätzlich eine Rauheit mit kürzerer Wellenlänge aufweisen, die hier nicht abgebildet wird.



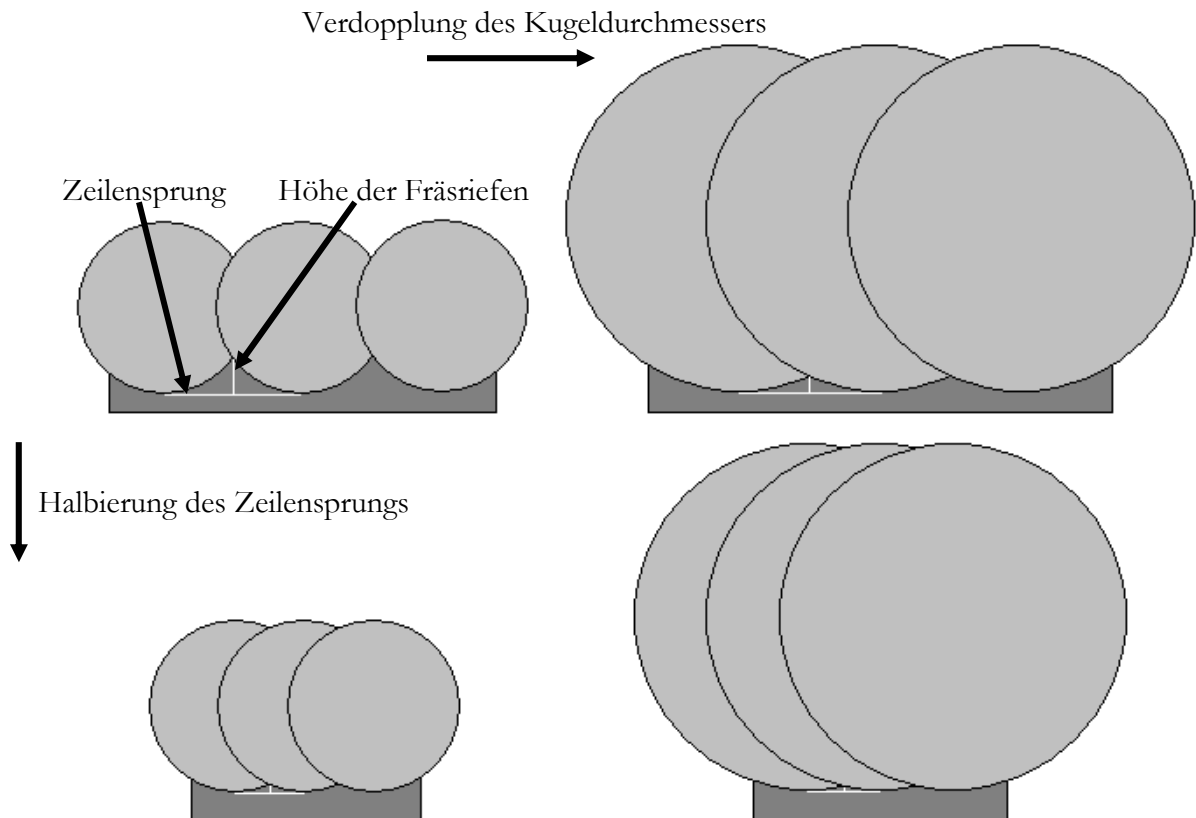


Bild 3: Zusammenhang zwischen der Höhe der Fräsriefen, dem Kugeldurchmesser und dem Zeilensprung

Der Kugeldurchmesser muss beim Fräsen so gewählt werden, dass ein Großteil der Werkstückgeometrie mit einem Fräser bearbeitet werden kann, da ansonsten der Aufwand für die Nachbearbeitung der Innenradien sehr groß wird. Bei der Anfertigung von karosserietechnischen Großwerkzeugen werden dafür hauptsächlich Kugelfräser mit einem Durchmesser zwischen 12 mm und 20 mm verwendet. Die Erzeugung von Oberflächen, die keine manuelle Nacharbeit mehr erfordern, kann also nur über die Wahl eines entsprechend geringen Zeilensprungs erfolgen. Die Bearbeitungskosten ergeben sich aus dem Maschinenstundensatz und der Bearbeitungsdauer, die wiederum vom Zeilensprung abhängt.

$$\text{Bearbeitungskosten} = \text{Maschinenstundensatz} \cdot \text{Bearbeitungsdauer}$$

$$\text{Bearbeitungsdauer} = \frac{\text{Bearbeitungsfläche}}{\text{mittlere Vorschubgeschwindigkeit} \cdot \text{mittlerer Zeilensprung}}$$

Hier und nachfolgend wird nur die reine Bearbeitungszeit zur Berechnung der Bearbeitungskosten berücksichtigt. Unproduktive Nebenzeiten wie Stillstände und Rüstzeiten werden vernachlässigt. Bild 4 zeigt den prinzipiellen Zusammenhang zwischen den Bearbeitungskosten und der theoretischen Rautiefe bei ansonsten konstanten

Bedingungen. Der übliche Zeilensprung bei der Anfertigung von Ziehgeometrien beträgt 0,4 mm. Nach Gl. 1 werden bei der Bearbeitung mit einem Ø12 mm Kugelfräser 3,3 µm hohe Fräsriefen erzeugt und die weitere Einglättung erfolgt in Handarbeit. Deswegen wurden die relativen Bearbeitungskosten bei diesem Rauheitswert zu 1 gesetzt. Fräsversuche haben gezeigt, dass ein Zeilensprung von 0,1 mm gewählt werden müsste, um die manuelle Nacharbeit auf ein Minimum zu reduzieren. Die Bearbeitungskosten beider Prozessalternativen können nur anhand von konkreten Beispielen verglichen werden, da beim manuellen Oberflächenfinish kein so klarer Zusammenhang zwischen Bearbeitungskosten und erzeugter Oberflächengüte besteht, wie bei der Fräsbearbeitung.

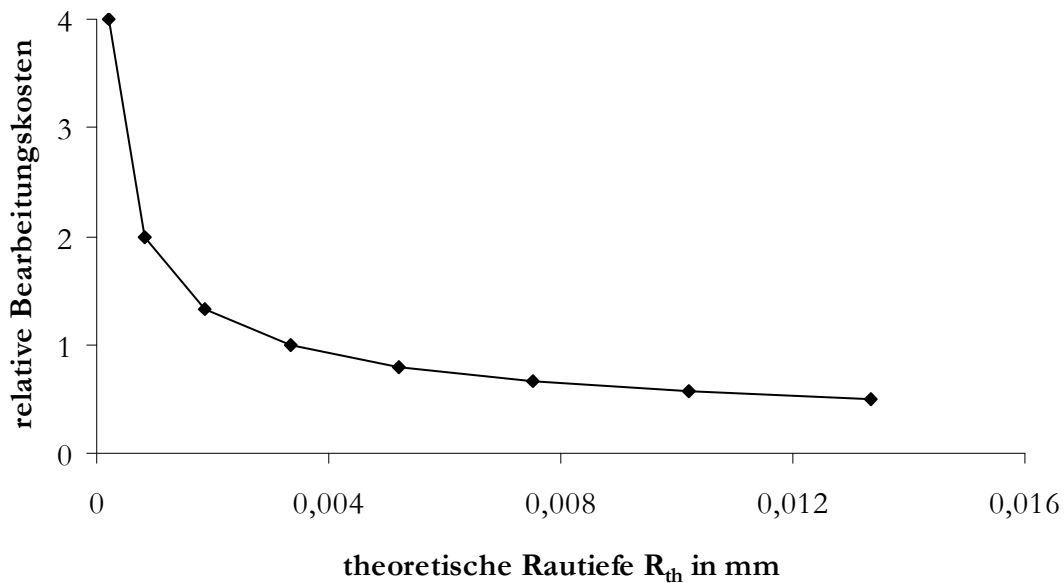


Bild 4: Verhältnis der theoretischen Rautiefe zu den Bearbeitungskosten

Der folgende Vergleich zwischen dem konventionellen Herstellungsprozess (Alternative 1) und einem möglichen Herstellungsprozess ohne manuelle Nacharbeit (Alternative 2) bezieht sich auf die Bearbeitung eines Ziehstempels für die Herstellung von Seitenwänden. Die Alternative 1 beinhaltet die tatsächliche Bearbeitungsdauer aus Produktionsberichten. Der Stundensatz des Mitarbeiters im Handfinish wurde auf 1/h normiert. Eine Maschinenstunde wurde mit dem doppelten Stundensatz des Mitarbeiters angesetzt. Die Bearbeitungsdauer bei Alternative 2 wurde aus den vorgestellten Zusammenhängen ermittelt. Eine Reduzierung des Zeilensprungs um den Faktor 4 führt zu einer Erhöhung der Bearbeitungsdauer um denselben Faktor. Es wurde angenommen, dass bei einem Zeilensprung von 0,1 mm keine manuelle Nacharbeit mehr nötig ist.

Alternative 1: Bearbeitungskosten bei einem Zeilensprung von 0,4 mm

Dauer der Fräsbearbeitung: 62 h      Maschinenstundensatz: 2/h

Dauer des manuellen Finish: 130 h      Mitarbeiterstundensatz: 1/h

$$\text{Bearbeitungskosten} = 62 \text{ h} \times 2/\text{h} + 130 \text{ h} \times 1/\text{h} = 254$$

Alternative 2: Bearbeitungskosten bei einem Zeilensprung von 0,1 mm

Dauer der Fräsbearbeitung: 248 h      Maschinenstundensatz 2/h

$$\text{Bearbeitungskosten} = 248 \text{ h} \times 2/\text{h} = 496$$

Eine feinere Fräsbearbeitung führt in diesem Fall also zu höheren Gesamtkosten bei der Anfertigung von Ziehwerkzeugen. Aus wirtschaftlicher Sicht gibt es einen optimalen Zeilensprung beim Fräsen von Formoberflächen, dessen konkreter Wert von den speziellen Randbedingungen des Herstellungsprozesses abhängt. Der wirtschaftlich optimale Zeilensprung liegt bei der Anfertigung von karosserietechnischen Großwerkzeugen in der Regel deutlich über dem Wert, der eine nacharbeitsfreie Oberfläche erzeugt.

### **2.2.2 Formschleifen**

Das Schleifen von ebenen und rotationssymmetrischen Teilen ist ein weit verbreiteter Prozess mit dem sehr glatte und formgenaue Oberflächen erzeugt werden können. Daneben gibt es Formschleifmaschinen mit denen prinzipiell auch Ziehgeometrien bearbeitet werden können.

Beim Schleifen von Freiformflächen ist neben dem Bahnvorschub eine ausgedehnte Relativbewegung des Schleifwerkzeugs gegen die Werkstückoberfläche notwendig, die zum Beispiel trochoidal (Überlagerung von transversaler und rotierender Bewegung) programmiert wird [10]. Diese Relativbewegung schränkt die Zugänglichkeit des Schleifwerkzeugs zu engen, konkaven Geometrien ein. Wegen dieser Problematik werden häufig nur die Teile der Oberfläche bearbeitet, die große Krümmungsradien besitzen und die übrigen Bereiche werden weiterhin manuell nachbearbeitet.

Um eine Einglättung analog zum manuellen Oberflächenfinish von Umformwerkzeugen zu erreichen, sind viele Arbeitsschritte mit abnehmender Korngröße des Schleifsteins bzw. des Poliermittels nötig. Der Wechsel zwischen verschiedenen Schleifwerkzeugen und die manuelle Restbearbeitung schränken die Produktivität des Prozesses ein.

Das Formschleifverfahren wird aktuell in einigen Werkzeugbau-Betrieben für die Herstellung von karosserietechnischen Großwerkzeugen verwendet und wird mit Fokus

auf die Schleifwerkzeugform und Bahnerzeugung weiterentwickelt, um komplexere Geometrien bearbeiten zu können [3]. Der Prozess hat aber wegen der eingeschränkten Produktivität und Anwendbarkeit noch keine weite Verbreitung im Großwerkzeugbau erlangt.

### 2.2.3 Kugelstrahlen

Kugelstrahlen ist eine mechanische Oberflächenbehandlung. Dabei werden Partikel gegen die Oberfläche des Werkstücks geschossen, die mittels Druckluft oder Schleuderrädern beschleunigt wurden (siehe Bild 5). Die verwendeten Partikel (engl. „shots“) sind nicht unbedingt kugelförmig, werden aber in Bezug auf die Bezeichnung des Verfahrens nachfolgend Kugeln genannt. Diese Beschreibung bezieht sich auf die Verfahrensvarianten, die besonders auf die Einbringung oberflächennaher Druckeigenspannungen abzielen und eine intensivere plastische Verformung des Werkstücks hervorrufen als Verfahrensvarianten, die vor allem für die Reinigung bzw. Strukturierung von Oberflächen eingesetzt werden. Oberflächennahe Druckeigenspannungen behindern das Risswachstum in zyklisch belasteten Bauteilen und erhöhen damit ihre Lebensdauer. Neben der Optimierung des Eigenspannungszustands und der Änderung der Oberflächenstruktur wird beim Kugelstrahlen auch die Randschicht des Werkstücks verfestigt [11].



Bild 5: Druckluftbetriebenes Kugelstrahlen eines Zahnrads [12]

Damit ein großer Teil der Aufprallenergie zur Verformung des Werkstücks genutzt wird und nicht als Verformung der Kugeln verloren geht, muss das Kugelmateriale möglichst hart im Vergleich zum Werkstückmaterial sein. Deswegen werden für die Bearbeitung von Eisenbasiswerkstoffen in der Regel Kugeln aus gehärtetem Stahl, Glas oder Industriekeramiken verwendet.

Neben den verwendeten Materialien sind die Größe der Kugeln, die Aufprallgeschwindigkeit, der Aufprallwinkel und der Deckungsgrad der Abdrücke die Haupteinflussparameter des Verfahrens. Eine hohe Aufprallenergie steigert die Intensität der Bearbeitung und die Wirtiefe, deswegen werden bevorzugt Kugelmateriale mit hoher Dichte verwendet und nach Möglichkeit flache Aufprallwinkel vermieden. Die

Aufprallgeschwindigkeit liegt je nach Strahlanlage und den Randbedingungen des Prozesses im Bereich zwischen 20 und 120 m/s. Bei der Wahl der Kugelgröße muss ein geeigneter Kompromiss zwischen der Zugänglichkeit zu engen Werkstückgeometrien und der Übertragung großer Aufprallenergien gefunden werden. Die Kugeln haben typischerweise eine Ausdehnung zwischen 0,05 und 2,5 mm [13]. Der Deckungsgrad ist der Anteil der durch Abdrücke bedeckten Fläche an der Gesamtfläche. Wegen der ungleichmäßigen Verteilung der Abdrücke nimmt die relative Zunahme des Deckungsgrades mit der Strahlzeit ab. Deswegen wird nur bis zu einem Deckungsgrad von ca. 98% gestrahlt. Längere Strahlzeiten können zur Oberflächenzerrüttung des Werkstücks führen [14].

Die große Streuung bezüglich Intensität und Wirtiefe ist ein typisches Defizit des Kugelstrahlens. Sie resultiert unter anderem aus der ungleichmäßigen Verteilung der Abdrücke, Streuungen in der Strahlmittelqualität und geometriebedingten Unterschieden bei Zugänglichkeit und Aufprallwinkel. Wegen der Vielzahl der Einflussgrößen und den beschriebenen Streuungen fällt auch das Ergebnis unterschiedlich aus. Bei der Bearbeitung von Stahl kann eine signifikante Erhöhung der Druckeigenspannungen bzw. Reduzierung der Zugeigenspannungen typischerweise bis zu einer Tiefe von 0,5 mm nachgewiesen werden.

Obwohl das Kugelstrahlen prinzipiell gut für die Bearbeitung komplexer Geometrien geeignet ist, findet es keine Anwendung bei der Bearbeitung von Umformwerkzeugen. Es gehört zum Wirkprinzip des Verfahrens, eine große Anzahl kleiner, tiefer Abdrücke auf der Werkstückoberfläche zu erzeugen. Deswegen nimmt die Rauheit geschlichteter Oberflächen in der Regel zu [15] und somit ist Kugelstrahlen nicht zur Einglättung von Ziehwerkzeugen geeignet.

Eine Sonderform des Verfahrens ist das Ultraschall-Kugelstrahlen. Hier werden die Kugeln zusammen mit dem Werkstück in einer Kammer gehalten. Die Wände der Kammer werden durch einen Ultraschallkoppler zu Schwingungen mit einer Frequenz von einigen Kilohertz angeregt. Dadurch wird kinetische Energie auf die Kugeln übertragen, die beim Aufprall gegen das Werkstück unter anderem in Verformungsenergie umgesetzt wird [16]. Beim Ultraschall-Kugelstrahlen wird relativ großkörniges und kugelförmiges Strahlmittel verwendet und deswegen werden geringere Oberflächenrauheiten als beim konventionellen Kugelstrahlen erzielt [17]. Der apparative Aufwand für die Bearbeitung von Umformwerkzeugen mit einer Grundfläche von einigen Quadratmetern wäre allerdings erheblich.

#### **2.2.4 Festwalzen**

Beim Festwalzen wird ein kugeliges oder zylindrisches Werkzeug von einer Bearbeitungsmaschine unter Vorspannung gegen die Oberfläche eines Werkstücks verfahren. Die durch das Werkzeug eingeleitete Spannung führt wie beim Kugelstrahlen zur lokalen plastischen Verformung des Werkstücks. Auch das Festwalzverfahren gehört zur Gruppe der mechanischen Oberflächenbehandlungen und ruft ähnliche Effekte im behandelten Werkstück hervor. Festwalzen wird zur Einbringung oberflächennaher Druckeigenspannungen, zur Verfestigung der Randschicht und zur Änderung der

Oberflächentopologie eingesetzt [11]. Im Gegensatz zum Kugelstrahlen werden nicht unregelmäßig verteilte Abdrücke sondern Bahnen mit definierten Positionen erzeugt.

Festwalzen wird momentan vor allem zur Behandlung rotationssymmetrischer Bauteile angewendet. So wird durch die Bearbeitung von Innenradien umlaufend biegebelasteter Wellen das Risswachstum verlangsamt und damit die Lebensdauer verlängert. Die Haupteinflussparameter beim Festwalzen sind die Festwalzkraft, der Winkel der Krafteinleitung, die Materialeigenschaften, die Anzahl der Überrollungen, die Form und der Durchmesser des Werkzeugs [18]. Die Wahl des Werkzeugs unterliegt ähnlichen Gesetzmäßigkeiten wie bei der Fräsbearbeitung. Das Werkzeug darf nur so groß sein, dass die kleinsten Innenradien des Werkstücks bearbeitet werden können. Bei der Bearbeitung ausgedehnter Oberflächen kommt der Zeilensprung als Parameter hinzu. Dieser verhält sich umgekehrt proportional zur Bearbeitungsdauer und liegt typischerweise im Bereich zwischen mehreren hundertstel und wenigen zehntel Millimetern. Die Festwalzkraft beträgt in der Regel einige Kilonewton und muss so gewählt werden, dass die Werkstückoberfläche in ausreichendem Maße plastisch verformt, aber nicht zerrüttet wird.

Durch Festwalzen können größere Wirtktiefen als durch Kugelstrahlen erreicht werden, es wird von einer signifikanten Zunahme der Druckeigenspannung von Stahlbauteilen in einer Tiefe von bis zu 2 mm berichtet. Außerdem kann die Rauheit von geschlichteten Oberflächen durch Festwalzen weiter reduziert werden. Häufig wird die Festwalzbearbeitung mit dem Ziel der Oberflächeneinglättung Glattwalzen genannt. Die Prozesse unterscheiden sich nur durch die Wahl der Parameter. Beim Glattwalzen werden zum Beispiel geringere Vorspannkräfte als beim Festwalzen gewählt. Es wird berichtet, dass eine mit dem manuellen Oberflächenfinish von Umformwerkzeugen vergleichbare mittlere Rauheit  $R_a$  von  $< 1 \mu\text{m}$  erreicht werden kann [15].

Die größte Verbreitung hat das Festwalzen zwar bei der Bearbeitung von rotationssymmetrischen Teilen, doch ist auch die Bearbeitung von Freiformflächen möglich (siehe Bild 6). Die Anwendung des Festwalzens zur Oberflächenbehandlung von Umformwerkzeugen steht im Fokus aktueller Forschungsprojekte [4].

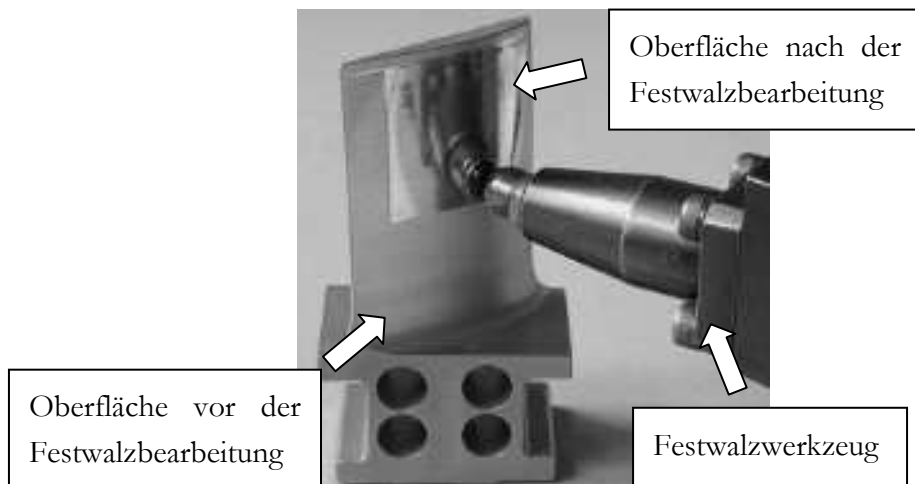


Bild 6: Ergebnis der Festwalzbearbeitung einer Turbinenschaufelgeometrie [19]

### 2.2.5 Ultraschallhämmern

Als Ultraschallhämmern werden hier alle Verfahren bezeichnet, bei denen ein Werkzeug gegen ein Werkstück statisch vorgespannt wird oder hämmert und zusätzlich zu Schwingungen mit Frequenzen im Ultraschallbereich angeregt wird. Die Effekte und Parameter sind dabei je nach Verfahrensvariante ähnlich dem Festwalzen oder Festklopfen. Die zusätzliche Ultraschallerregung soll die Verformung des Werkstücks beim Kontakt mit dem Werkzeug verstärken [20]. Die Amplitude der Ultraschallschwingung beträgt bis zu 40  $\mu\text{m}$  bei einer Frequenz zwischen 20 und 55 kHz [21].

Auch wenn das bekannteste dieser Verfahren („Ultrasonic Impact Treatment“) bereits in den frühen 1970er Jahren entwickelt wurde [20], ist der Verbreitungsgrad gering. Aktuelle Studien zeigen ein großes Potential bei der Schweißnahtnachbehandlung mit dem Ziel Zugeigenspannungen abzubauen und damit die Lebensdauer zu verlängern. Die Schweißnahtnachbehandlung wird hauptsächlich mit handgeführten Ultraschallwerkzeugen durchgeführt [22]. Es wird aber auch über den Einsatz von Ultraschallwerkzeugen zur maschinellen Oberflächeneinglättung berichtet [23].

### 2.2.6 Laserstrahlpolieren

Beim Laserstrahlpolieren wird das Werkstück durch Umschmelzen der Randschicht oder durch Verdampfung der Rauheitsspitzen eingelätet (siehe Bild 7).

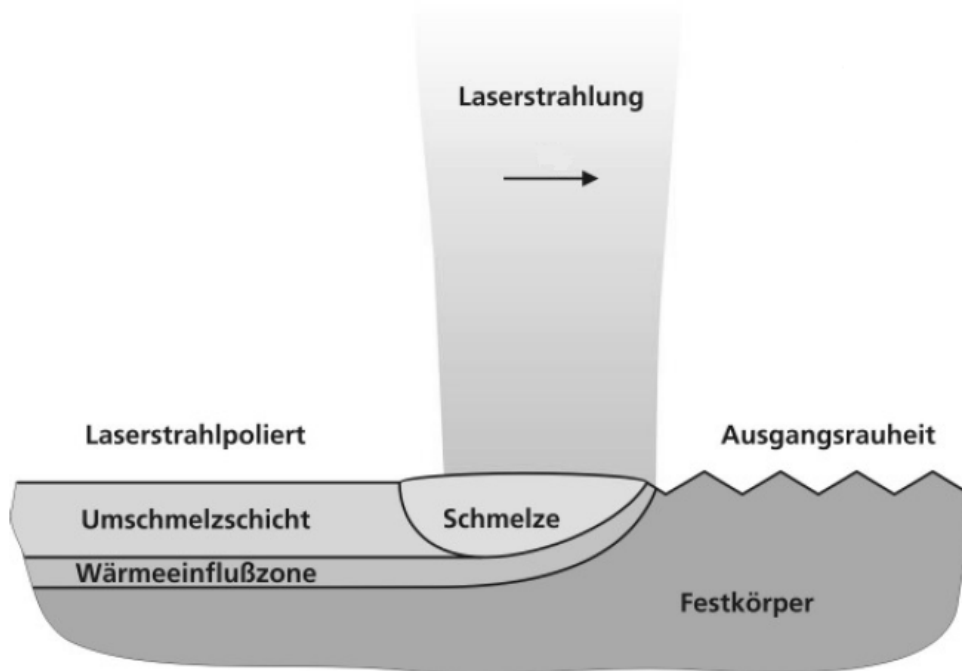


Bild 7: Schematische Darstellung des Laserstrahlpolierens durch Umschmelzen [24]

Wie bei den Verfahren der mechanischen Oberflächenbehandlung tritt eine Härtesteigerung in der Randschicht auf, diese beruht allerdings nicht auf Prinzipien der Kaltverfestigung sondern auf thermisch induzierter Phasenumwandlung [24]. Die Haupteinflussparameter des Prozesses sind die Laserleistung, die Fokussierung des

Laserstrahls, die Vorschubgeschwindigkeit, die Länge der Laserimpulse und der Pausen [25,26].

Ähnlich wie beim Feinfräsen und beim manuellen Polieren kann der Prozess in mehreren Schritten durchgeführt werden, bei denen die relative Einglättung sukzessive sinkt und die erreichte Oberflächengüte steigt. Es wird berichtet, dass die Oberflächen von Schmiedestempeln mit einer mittleren Rauheit von  $R_a = 3,2 \mu\text{m}$  durch Laserstrahlpolieren auf eine mittlere Rauheit von  $R_a = 0,32 \mu\text{m}$  eingeglättet werden können. Damit liegt die erreichbare Einglättung in einem mit dem manuellen Polieren von Umformwerkzeugen vergleichbarem Bereich. Durch die hohe Zugänglichkeit des Laserstrahls können sehr komplexe Geometrien mit kleinen Innenradien bearbeitet werden. Außerdem können Oberflächen durch gezielte Steuerung der Laserimpulse auch strukturiert werden [27].

Das Laserstrahlpolieren wurde bis jetzt nicht an karosserietechnischen Großwerkzeugen erprobt, weil die vorhandenen Anlagen auf Werkstücke mit einem Gewicht von wenigen Kilogramm begrenzt sind.

### **2.2.7 Festklopfen**

Im Fokus dieser Arbeit steht das Festklopfverfahren, das wie das Kugelstrahlen und das Festwalzen zur Gruppe der mechanischen Oberflächenbehandlungen gehört. Beim Festklopfen wird mit einem Schlagwerkzeug gegen die Oberfläche eines metallischen Werkstücks gehämmert. Zur Bearbeitung komplexer Geometrien hat das Werkzeug eine kugelige Form und besteht aus Hartmetall oder gehärtetem Werkzeugstahl, da wie beim Kugelstrahlen vor allem das Werkstück und nicht das Werkzeug plastisch verformt werden soll. Während das Schlagwerkzeug gegen das Werkstück hämmert, wird es von einer Bearbeitungsmaschine entlang der Oberfläche verfahren, so dass eine Bahn aus Abdrücken auf dem Werkstück entsteht.

Die Schlagfrequenz beim Festklopfen liegt typischer Weise in einem Bereich von 100 bis 500 Hz und der Abstand zwischen zwei Kontaktzentren beträgt in der Regel weniger als 1 mm. Die Festklopfbearbeitung von karosserietechnischen Umformwerkzeugen dauert zwischen 1 und 100 Stunden je nach Größe des Werkstücks und den dynamischen Eigenschaften der Bearbeitungsmaschine. Das bedeutet, dass sich die Veränderung der kompletten Werkstückoberfläche und -randschicht bezüglich Struktur, Härte und Eigenspannungszustand unter Umständen aus vielen Millionen einzelnen Aufprallereignissen zusammensetzt.

Zur gleichmäßigen Bearbeitung großer, komplexer Flächen muss die Relativbewegung zwischen Schlagwerkzeug und Werkstück von einer Bearbeitungsmaschine oder einem Roboter ausgeführt werden. Manuelle angetriebene Hämmerverfahren wie das Dengeln oder Verfahren bei denen elektrische oder pneumatische Schlagwerkzeuge manuell bewegt werden, werden hier nicht betrachtet.

Vor dieser Arbeit wurden bereits Untersuchungen zur Eignung des Festklopfverfahrens für die maschinelle Einglättung von Umformwerkzeugen durchgeführt. Die Versuche wurden allerdings an Probekörpern vorgenommen. Über Erfahrungen mit realen Umformwerkzeugen existierten keine Berichte. Es wurde bei den



modellhaften Versuchen gezeigt, dass die mittlere Rauheit von gefrästen Oberflächen durch Festklopfen um bis zu 90% reduziert werden kann. Dabei wurde eine Härtesteigerung nahe der Werkstückoberfläche von bis zu 30% gemessen. Der kontinuierliche Härtegradient zwischen der maximalen Härte und der Grundhärte hatte eine Wirtiefe von 1 bis 2 mm [28,29]. Außerdem wurde eine Einebnung der scharfkantigen Ränder um freigelegte Sphärolyten bei dem Kugelgraphitguss EN-GJS-HB265 beobachtet [5], der für eine im Streifenziehversuch nachgewiesene Reduktion des Zinkabriebs [4] verantwortlich sein könnte. Die bisherigen Untersuchungen geben zwar einen ersten Einblick in den Effekt verschiedener Prozessparameter beim Festklopfen, bestätigen aber den Bedarf an detaillierten Parameterstudien und Versuchen mit realen Umformwerkzeugen.

Die bis hier hin vorgestellten Untersuchungen wurden alle mit elektrodynamischen Festklopfsystemen der Fa. KWL an Proben mit typischen Eigenschaften von Umformwerkzeugen durchgeführt. Daneben wird berichtet, dass die Schweißnahtnachbehandlung am austenitischen Edelstahl 304L mit einem Drucklufthammer der Fa. Atlas Copco zur Einbringung oberflächennaher Druckeigenspannungen in eine Tiefe von bis zu 10 mm führt [30]. Schuhbauer [31] findet bleibende Verformung noch in einer Tiefe von bis zu 15 mm nach der Schlagverfestigung von Kurbelwellenraden mit einer hydraulischen Schlagvorrichtung.

Während dieser Arbeit wurden ein elektrodynamisch angetriebenes Festklopfsystem der Fa KWL (siehe Bild 8), ein selbstentwickeltes piezoelektrisch angetriebenes System und pneumatische Festklopfsysteme auf Basis von Schlagwerkzeugen der Fa. Atlas Copco erprobt.

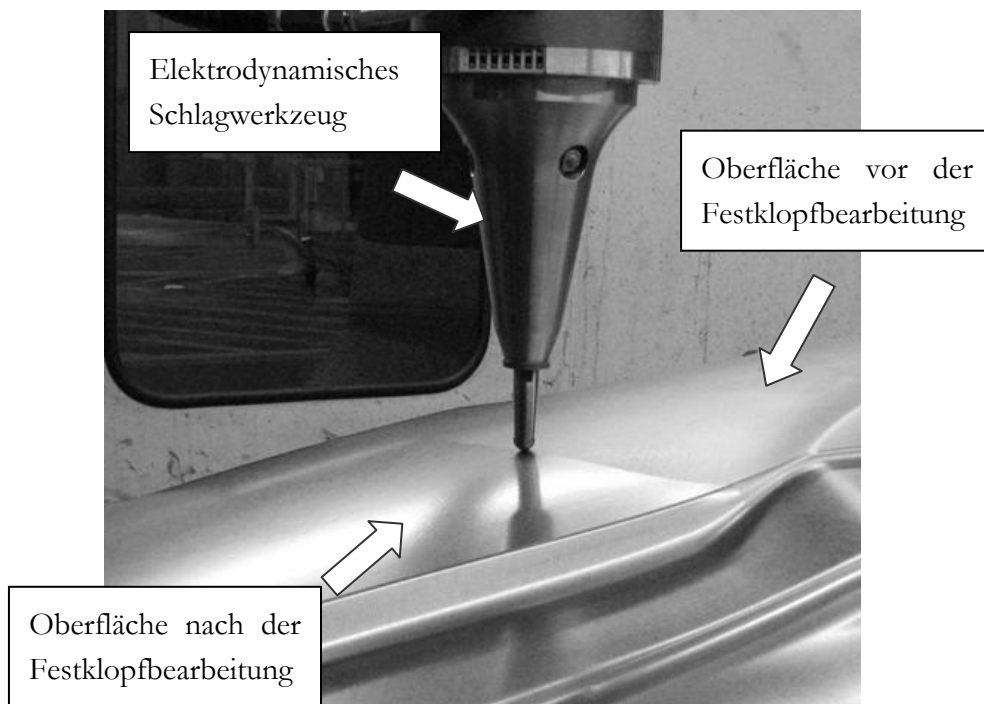


Bild 8: Bearbeitung eines Ziehstempels mit dem elektrodynamischen Festklopfsystem

### 2.3 Wirkprinzip mechanischer Oberflächenbehandlung

Die Ziele mechanischer Oberflächenbehandlung sind die Erzeugung oberflächennaher Druckeigenspannungen im Werkstück, die Kaltverfestigung der Randschicht und die Einglättung bzw. Strukturierung der Oberfläche.

Die Notwendigkeit, die Funktionsoberfläche von Ziehwerkzeugen nach der Fräsbearbeitung einzuglätten, wurde bereits in Abschnitt 2.1.1 *Ziehprozess in der Karosserieblechfertigung* beschrieben. Es gibt daneben viele weitere Anwendungen für die glatte metallische Oberflächen benötigt werden, um z.B. Kerbwirkungen zu reduzieren, optischen Ansprüchen zu genügen oder die Anlagerungen von Verunreinigungen zu vermeiden.

Die durch mechanische Oberflächenbehandlung erreichte Festigkeits- bzw. Härtesteigerung in der Randschicht dient vor allem der Verlängerung der Lebensdauer von Bauteilen, die einer abrasiven Beanspruchung ausgesetzt sind [4]. Das betrifft z.B. Lager, Laufbahnen und natürlich auch Umformwerkzeuge. Häufig ist eine Kombination aus einem zähen Grundmaterial und einer harten Randschicht bzw. Beschichtung besonders günstig, damit eine Verbesserung des Verschleißwiderstands nicht zu Lasten einer Versprödung des gesamten Bauteils erreicht wird.

Bei zyklisch belasteten Bauteilen kann das Phänomen des Dauerbruchs auftreten, wenn Anrisse bei jedem Zyklus wachsen und das Bauteil endgültig bricht, sobald der verbleibende tragende Querschnitt zu klein wird. Die Aufweitung der Risse erfolgt in den Phasen in denen Zugbelastung vorliegt. Eine Überlagerung äußerer Zugspannungen mit Druckeigenspannungen führt zu einer Reduzierung der resultierenden Zugspannungslast und damit zur Verringerung der Rissfortschrittsgeschwindigkeit. Da die Druck- und Zugeigenspannungen in einem Bauteil miteinander im Gleichgewicht stehen, lässt sich kein homogener Druckeigenspannungszustand sondern nur eine möglichst günstige Verteilung von Druck- und Zugeigenspannungen erzeugen. Wegen der Spannungsüberhöhung durch Kerbwirkung wachsen Risse vor allem von der Bauteiloberfläche aus und deshalb trägt die Erzeugung oberflächennaher Druckeigenspannungen zu Lasten oberflächenferner Zugeigenspannungen zur Lebensdauerverlängerung von zyklisch belasteten Bauteilen bei [18].

Alle drei Effekte mechanischer Oberflächenbehandlung (Einglättung, Kaltverfestigung, Erzeugung oberflächennaher Druckeigenspannungen) resultieren aus der plastischen Verformung der Werkstückoberfläche beim Kontakt mit dem Bearbeitungswerkzeug. In diesem Abschnitt werden die bekannten Zusammenhänge zwischen der Ausprägung der einzelnen Effekte und den Haupteinflussparametern vorgestellt. Die Effekte der verschiedenen Oberflächenbehandlungen beruhen auf denselben Prinzipien und werden weitgehend unabhängig vom speziellen Verfahren vorgestellt. Die konkreten Beispiele beziehen sich aber vorrangig auf die Festklopfbearbeitung, da sie im Fokus dieser Arbeit steht.

### 2.3.1 Einglättung

Wenn zwei feste Körper unter statischer oder dynamischer Last in Kontakt kommen, verformen sie sich. Dabei findet die erste Berührung zwischen den Rauheitsspitzen der Kontaktpartner statt (siehe Bild 9). Der Widerstand der festen Körper gegen Verformung äußert sich in einem lokalen Spannungsfeld, das das Material an den Spitzen vor allem in Richtung der widerstandslosen Zwischenräume fließen lässt. Zusätzlich zu der vornehmlich plastischen Verformung der Spitzen findet in der ersten Kontaktphase auch eine elastische Verformung des Grundmaterials statt [32].

Bei weiterer Annäherung der Körper nimmt deren Verformung und damit sowohl die Kontaktfläche als auch die Höhe der Kontaktspannungen zu (siehe Bild 10). Die steigende Kontaktkraft zwischen den Körpern steht ihrer Relativbewegung entgegen und verhindert weitere Annäherung, sobald die Kontaktkraft im Gleichgewicht mit der statisch aufgebrachten Last steht oder die kinetische Energie des Aufprallkörpers vollständig in Verformungs- und Reibungsenergie umgewandelt wurde (siehe Bild 11). Nach Entlastung findet eine Rückformung um den elastischen Anteil der Verformung statt und dort wo die Spannung die Fließgrenze des Werkstoffs überschritt, verbleibt eine Formänderung [33].

Da die Rauheitsspitzen die größte Verformung während der Kontaktphase erfahren, treten hier auch die höchsten Spannungen auf. Das verdrängte Material häuft sich in den Zwischenräumen an und verbleibt dort nach Entlastung, wenn die Fließgrenze überschritten wurde (siehe Bild 12).

Der verbleibende Abdruck nach Aufprall eines kugeligen Werkzeugs hat einen nominellen Tiefpunkt und zwischen zwei Abdrücken bzw. Bahnen mit geringem Abstand verbleibt eine Materialanhäufung. Um die Werkstückoberfläche einzuglätten, muss die Last also so groß sein, dass die Rauheitsspitzen plastisch verformt werden. Dabei darf die Ausprägung der erzeugten Materialanhäufungen den Einglättungseffekt nicht aufheben oder sogar ins Gegenteil verkehren. Hinzu kommt, dass bei den vorgestellten Verfahren sehr viele Abdrücke oder Spuren erzeugt werden, wodurch die Materialanhäufungen wiederholt bzw. kontinuierlich verschoben werden.

Die durch mechanische Oberflächenbehandlung erzeugte Oberflächengüte hängt also von den Material- und Oberflächeneigenschaften von Werkzeug und Werkstück sowie deren Geometrien ab. Außerdem beeinflusst die Art und die Höhe der aufgebrachten Last die Verformung der Kontaktpartner. Prozessparameter wie der Deckungsgrad bzw. Vorschub und Zeilensprung wirken sich über die Anzahl und Verschiebung der erzeugten Materialanhäufungen auf die Oberflächengüte aus.

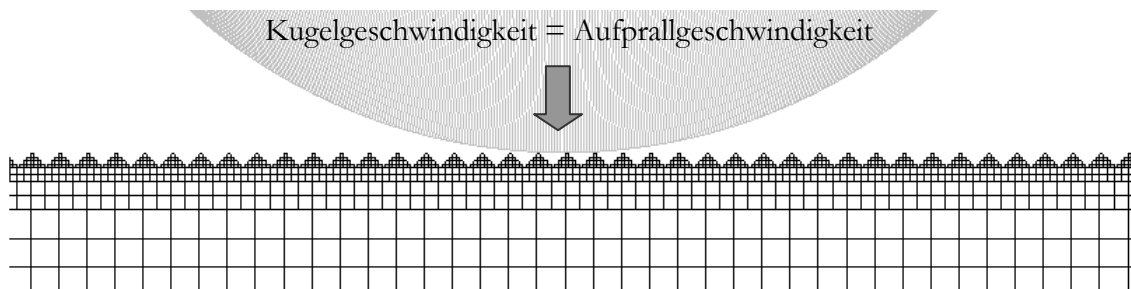


Bild 9: Glatte, starre Kugel bei Kontakt mit Rauheitsspitzen des Werkstücks (schematisch)

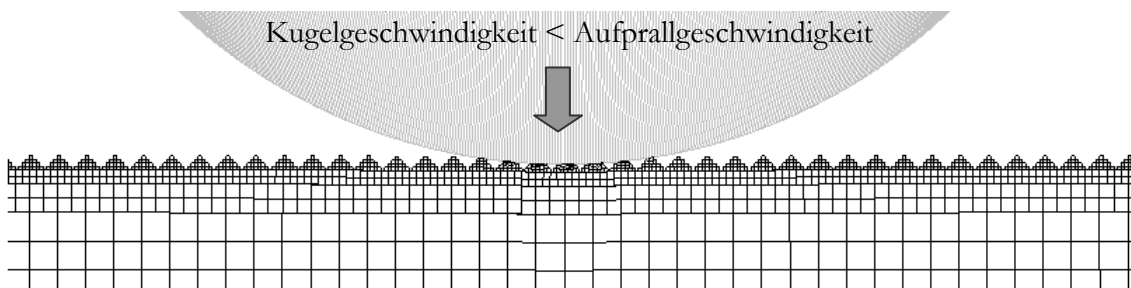


Bild 10: Zunahme der Kontaktfläche zwischen Kugel und Werkstück (schematisch)

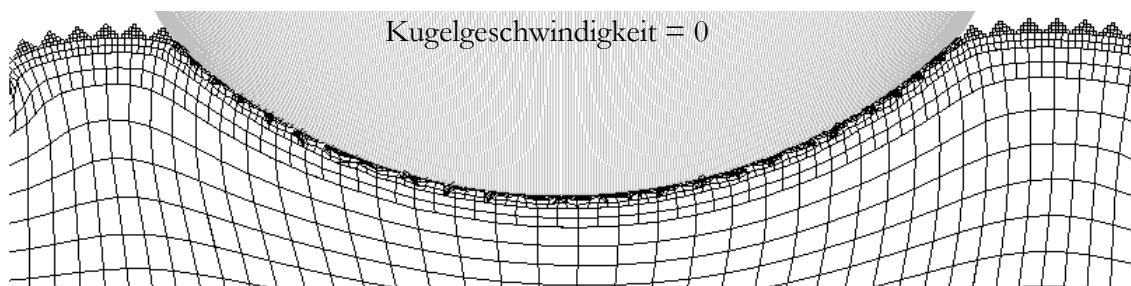


Bild 11: Größte Eindringtiefe der Kugel (schematisch)

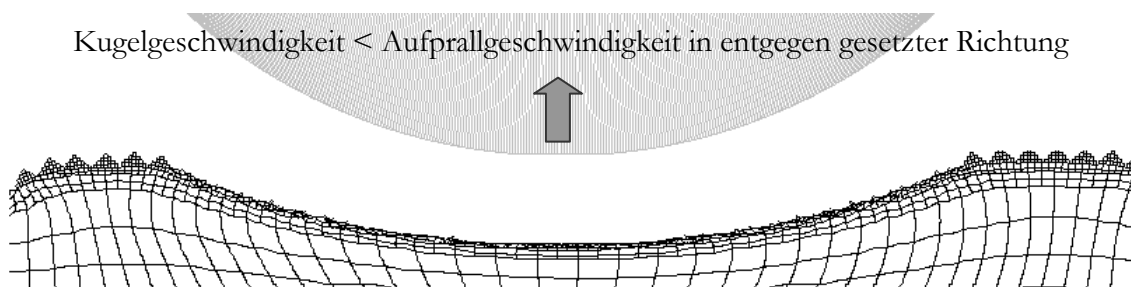


Bild 12: Verbleibender Abdruck nach Entlastung (schematisch)

Es sind nur wenige Untersuchungen bekannt, die konkrete Zusammenhänge zwischen den Prozessparametern beim Festklopfen und der erzeugten Einglättung aufzeigen. Groche [4] identifiziert den Anstellwinkel des Schlagwerkzeugs zur Werkstückoberfläche, den Winkel zwischen den Vorschubrichtungen des Festklopfprozesses und der vorangegangenen Zerspanung sowie den Abdruckabstand als Haupteinflussparameter. Dabei wird die geringste Oberflächenrauheit mit einer Kombination aus 60° Aufprallwinkel, 45° Winkel zwischen den Vorschubrichtungen und 0,166 mm Abdruckabstand erzeugt. Eigene Untersuchungen vor dieser Arbeit ergaben [29], dass die durch Festklopfen erreichte Einglättung unter den betrachteten Randbedingungen immer zwischen 70% und 90% lag und damit die Rauheit nach der Festklopfbearbeitung näherungsweise proportional zur Rauheit vor der Festklopfbearbeitung ist. Beide Untersuchungen präsentieren ausschließlich experimentelle Ergebnisse unter Fokussierung auf ausgewählte Einflussgrößen. Modelle zur quantitativen Beschreibung des Einglättungseffekts in Abhängigkeit von den Prozessparametern werden nicht vorgestellt.

Schuhbauer [31] stellt für die Wahl der Schlagkraft  $F$  beim Schlagverfestigen eine Beziehung in Abhängigkeit von der Zugfestigkeit  $R_m$  des Werkstückmaterials und dem Kugelradius  $r_K$  vor, die zu einer starken Behandlungsintensität ohne Oberflächenzerrüttung führen soll.

$$F = 0,7 \cdot R_m \cdot \pi \cdot r_K^2 \quad Gl. 2$$

Obwohl bei der Schlagverfestigung analog zum Festklopfen plastische Abdrücke durch den Schlag einer relativ harten Kugel gegen ein relativ weiches Werkstück erzeugt werden, unterscheiden sich die typischen Prozessparameter der beiden Verfahren wesentlich voneinander.

Ausführlichere Parameteruntersuchungen wurden bereits für das Festwalzverfahren durchgeführt, deren Ergebnisse teilweise auch Rückschlüsse auf die Verhältnisse bei der Festklopfbearbeitung zu lassen. Besonders Virkus [34] berichtet, dass der Walzdruck der entscheidende Parameter zur Beeinflussung der Oberflächenstruktur ist. Relativ geringe Walzdrücke führten dabei zu unzureichender plastischer Verformung der Rauheitsspitzen, während Hassan [35] eine Oberflächenzerrüttung des Werkstücks unter relativ hohen Walzdrücken feststellte.

Für die Verhältnisse beim Festwalzen beobachtete Virkus, dass der optimale Walzdruck eine Funktion des Werkstückmaterials, der Ausgangsrauheit und der Werkzeuggeometrie ist. Der Wert des Optimums steigt sowohl mit der Härte und der Rauheit des Werkstücks als auch mit dem Radius der Festwalzkugel. Der Einfluss der Walzgeschwindigkeit und des Winkels zwischen den Vorschubrichtungen war bei den vorgestellten Untersuchungen gering.

Des Weiteren wurde festgestellt, dass sich besonders glatte Oberflächen unter Verwendung geringer Zeilensprünge und großer Kugeldurchmesser erzeugen lassen. Aus einer Ähnlichkeitsbeziehung zwischen den beiden Parametern wird abgeleitet, dass sich durch Verwendung größerer Walzkugelradien  $r_w$  unter Skalierung des Walzdrucks und

Beibehaltung der Überrollzahl  $\ddot{U}$  die gleiche Verminderung der Rauheit  $\Delta R_t$  bei größerem Zeilensprung  $f$  und damit geringerer Bearbeitungsdauer erzeugen lässt. Der Autor bleibt eine Herleitung folgender Beziehung schuldig.

$$\frac{f \cdot \ddot{U}}{2} = \sin\left(\arccos\left(1 - \frac{\Delta R_t}{2r_w}\right)\right) \cdot r_w \quad Gl. 3$$

Um den generellen Zusammenhang zwischen Kugeldurchmesser, Zeilensprung und verbleibender Rautiefe beim Festwalzen zu erklären, verweist Virkus auf die bekannte geometrische Beziehung (Gl. 1) aus der Zerspantechnik, die bereits im Abschnitt 2.2.1 *Feinfräsen* dieser Arbeit vorgestellt wurde bzw. auf eine Vereinfachung dieser (Gl. 4).

$$R_{th} = \frac{f^2}{8r_w} \quad Gl. 4$$

So gut sich dieses Modell eignet, die Verhältnisse bei der Zerspanung mit runden Schneiden darzustellen, so begrenzt ist seine Gültigkeit für die Beschreibung der Einglättung bei mechanischer Oberflächenbehandlung. Hier wird die Eindringtiefe des Werkzeugs in das Werkstück, die sowohl von der angelegten Last als auch den geometrischen und mechanischen Eigenschaften der jeweiligen Oberflächen abhängt, nicht berücksichtigt. Damit werden sowohl die Verformung der Rauheitsspitzen als auch die Verdrängung des Grundmaterials, die entscheidend zur Bildung der Oberflächenstruktur beitragen, vernachlässigt.

Für die Last-Verformungs-Beziehung beim Kontakt einer härteren Kugel mit einem weicheren Werkstück finden sich in der Literatur verschiedene Ansätze, die sich vor allem durch die vorausgesetzten Randbedingungen und ihre Komplexität unterscheiden. Zum Vergleich werden nachfolgend sowohl klassische als auch aktuelle Ansätze von Hertz, Brinell und Johnson vorgestellt.

Bereits im Jahr 1882 veröffentlichte Hertz [36] kontaktmechanischen Beziehungen, die aus der Beobachtung von Interferenzmustern sich berührender Glaslinsen hergeleitet wurden. Diese Umstände erklären den eigentlichen Geltungsbereich dieser Beziehungen:

- statische Belastung
- rein elastische Verformung der Kontaktpartner
- glatte, reibungsfreie Oberflächen
- kleine Verschiebungen mit lokalem Einfluss

Aus der von Hertz formulierten Verteilung der Kontaktspannung  $p(r)$  („Hertz’sche Pressung“ Gl. 5) als Funktion der Spannung  $p_0$  im Zentrum der Kontaktfläche und dem

radialen Abstand  $r$  zu diesem Zentrum leitete er die für die Verformung der Körper relevante Größen ab. Dabei lässt sich die Spannung  $p_0$  aus der Kontaktkraft  $F_K$  und dem Kontaktflächenradius  $a_e$  berechnen. In Bild 13 sind die geometrischen Parameter für den Kontakt zwischen einer Kugel und einem ebenen Werkstück im Schnitt dargestellt.

Kugelradius  $r_K$

Kontaktflächenradius  $a_e$

Annäherung der Körper  $\delta_e$

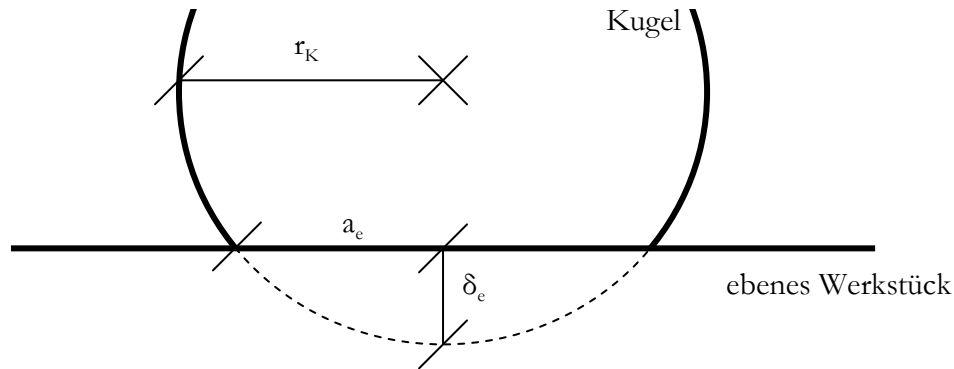


Bild 13: Geometrische Parameter beim Kontakt zwischen einer Kugel und einem ebenen Werkstück

$$p(r) = \frac{p_0 \sqrt{a_e^2 - r^2}}{a_e} \quad \text{mit} \quad p_0 = \frac{3F_K}{2\pi a_e^2} \quad \text{Gl. 5}$$

Der Radius  $a_e$  der runden Kontaktfläche zwischen Kugel und Ebene unter Last ergibt sich dabei laut Hertz aus der Kontaktkraft, dem effektiven Radius  $r_{1,2}$  und dem effektiven Elastizitätsmodul  $E^*$  der Kontaktpartner.

$$a_e = \left( \frac{3F_K r_{1,2}}{4E^*} \right)^{\frac{1}{3}} \quad \text{Gl. 6}$$

Der effektive Radius  $r_{1,2}$  der Kontaktpartner 1 und 2 wird aus ihren jeweiligen Krümmungen an der Kontaktstelle berechnet.

$$r_{1,2} \equiv \left( \frac{1}{r_1} + \frac{1}{r_2} \right)^{-1} \quad \text{Gl. 7}$$

Für eine Kugel ( $r_1 = r_K$ ) und eine Ebene ( $r_2 = \infty$ ) ergibt sich  $r_{1,2} = r_K$ .

Der effektive Elastizitätsmodul  $E^*$  wird aus den jeweiligen Elastizitätsmodulen  $E_1$ ,  $E_2$  der Kontaktpartner und ihren Querkontraktionszahlen  $\nu_1$ ,  $\nu_2$  ermittelt.

$$E^* \equiv \left( \frac{1-\nu_1^2}{E_1} + \frac{1-\nu_2^2}{E_2} \right)^{-1} \quad Gl. 8$$

Bei einem perfekten Kugelabschnitt besteht zwischen der Annäherung  $\delta_e$ , dem Kontaktradius und dem Kugelradius ein geometrischer Zusammenhang.

$$a_e = \sqrt{2 \cdot r_K \cdot \delta_e - \delta_e^2} \quad Gl. 9$$

Für  $\delta_e \ll r_K$  existiert eine Näherungsformulierung diesen Ausdrucks.

$$\delta_e \approx \frac{a_e^2}{r_K} \quad Gl. 10$$

Unter Annahme einer starren Kugel entspricht  $\delta_e$  damit der Eindringtiefe der Kugel in das elastische Werkstück. Die Hertz'schen Formeln wurden für die elastische Abplattung der Kontaktpartner und nicht für die Eindringung eines starren in einen elastischen Körper aufgestellt. Die damit zweifelhafte Übertragbarkeit der vorgestellten Zusammenhänge auf die Verhältnisse bei mechanischer Oberflächenbehandlung offenbart die Grenzen rein elastischer Betrachtung.

Für die Beschreibung des plastischen Abdrucks, der beim Kontakt einer relativ harten Kugel mit einem relativ weichen Werkstück unter einer bestimmten Last entsteht, bietet sich die Bestimmung der Brinell-Härte an. Die Härte nach Brinell (HBW) wird aus dem Durchmesser bzw. Radius  $a_p$  des verbleibenden Abdrucks in Abhängigkeit von der Kontaktkraft  $F_K$  und dem Kugelradius  $r_K$  bestimmt. Die Dauer der Belastungsphase beträgt typischerweise 10 - 15 Sekunden [37].

$$HBW = \frac{0,102 \cdot F_K}{2\pi r_K \left( r_K - \sqrt{r_K^2 - a_p^2} \right)} \quad Gl. 11$$

Daraus lässt sich analog zu der Hertz'schen elastischen Annäherung  $\delta_e$  (Gl. 6-10) die plastische Abdrucktiefe  $\delta_p$  als Funktion der Last, des Kugelradius und der Härte des Werkstücks bestimmen.

$$\delta_p = \frac{0,102}{2\pi r_K} \frac{F_K}{HBW} \quad Gl. 12$$



Die Verhältnisse bei der Messung der Brinell-Härte ähneln in vieler Hinsicht den Verhältnissen beim Festklopfen. In beiden Fällen werden plastische Abdrücke durch Kontakt zwischen einer Hartmetallkugel und einem metallischen Werkstück erzeugt. Der entscheidende Unterschied ist aber, dass die Brinell-Härtemessung nur auf glatten Oberflächen funktioniert, da die plastische Verformung eventueller Rauheitsspitzen nicht berücksichtigt wird und die optische Messung des Abdruckdurchmessers auf rauen Oberflächen kaum möglich ist. Außerdem unterscheiden sich die Belastungsgeschwindigkeiten bei der Messung der Brinell-Härte und beim Festklopfen erheblich. Aus diesen Gründen können aus den vorgestellten Zusammenhängen nur bedingt Rückschlüsse auf die Oberflächeneinglättung durch Festklopfbearbeitung gezogen werden.

Die dynamischen Verhältnisse beim Festklopfen lassen sich besser durch Energiebilanzgleichungen als durch Kräftegleichgewichte beschreiben. Unter der Voraussetzung, dass die Energiedissipation durch Reibung zwischen Kugel und Werkstück vernachlässigbar klein ist und beim Aufprall überwiegend plastische Verformung stattfindet, berichten Johnson [32] und Tabor [38] über die Proportionalität zwischen der Aufprallenergie und dem Werkstückvolumen  $V$ , dass durch die Kugel verdrängt wurde. Der Proportionalitätsfaktor ist die mittlere Kontaktspannung  $p_m$ , deren Produkt mit dem verdrängten Werkstückvolumen die geleistete Umformarbeit ergibt.

$$\frac{1}{2} m_K v_A^2 = p_m \cdot V \quad \text{mit } p_m = 3R_{pA} \quad \text{und} \quad V = \frac{\pi a^{*4}}{4r_K} \quad Gl. 13$$

Um den Einfluss der Belastungsgeschwindigkeit auf die mechanischen Eigenschaften des Werkstückmaterials zu erfassen, ist die Dehngrenze  $R_{pA}$  bei Dehnraten unter Aufprallbedingungen einzusetzen. Des Weiteren stellt Johnson eine Erweiterung dieser Beziehung um den Einfluss des Verfestigungsexponenten  $n$  vor. Durch Multiplikation der rechten Seite der Gleichung 13 mit dem Faktor  $4n/(4n+1)$  wird zusätzlich die Kaltverfestigung von Werkstoffen, deren Verfestigungsverhalten durch Gleichung 14 gut repräsentiert wird, berücksichtigt.

$$\varepsilon = \varepsilon_0 \left( \frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad Gl. 14$$

Aus der projizierten Fläche des Abdrucks bei der größten Eindringtiefe und der zugehörigen mittleren Kontaktspannung lässt sich die maximale Kontaktkraft  $F^*$  während des Aufpralls berechnen.

$$F^* = \pi a^{*2} 3R_{pA} \quad Gl.15$$

Die größte Eindringtiefe  $\delta^*$  lässt sich unter der Annahme eines kugelabschnittsförmigen Abdrucks analog zu den vorher beschriebenen elastischen Zusammenhängen (Gl. 10) aus dem Radius der Kontaktfläche  $a^*$  und dem Kugelradius  $r_K$  ermitteln. Zur Bestimmung der Tiefe des bleibenden Abdrucks  $\delta_p$ , muss die axiale elastische Rückformung  $\delta'$  noch abgezogen werden.

$$\delta_p = \delta^* - \delta' \approx \frac{a^{*2}}{r_K} - \sqrt{\frac{9\pi F^* p_m}{16 E^{*2}}} \quad Gl.16$$

Unter der Annahme, dass sich die Anwesenheit von Rauheitsspitzen entsprechend ihres Volumens auf die Energiebilanz des vorgestellten Umformprozesses auswirkt, ist es damit möglich die erzeugte Abdruckgeometrie aus den Eingangsparametern Aufprallgeschwindigkeit, Masse des Aufprallkörpers, Kugeldurchmesser und den Oberflächeneigenschaften des Werkstücks zu bestimmen.

Bis hier hin wurde davon ausgegangen, dass perfekt kreisabschnittsförmige Abdrücke in einer ansonsten ebenen Oberfläche erzeugt werden. In der Realität treten deutliche Abweichungen von dieser idealisierten Form auf, da sich keine geschlossene Kontaktfläche zwischen Kugel und Werkstück ausbildet und Randeffekte, sogenannte Materialaufwerfungen „pile-up“ und Materialeinzüge „sink-in“, auftreten.

Childs [39,40] zeigte, dass sich Rauheitsspitzen durch plastische Verformung nicht vollständig einglätten lassen. Er berechnete anhand eines Modells, dass die wahre Kontaktfläche zwischen den Kontaktpartnern nur maximal 95% der scheinbaren Kontaktfläche betragen kann. Die restlichen 5% sind Zwischenräume der Rauheitsspitzen, die nicht gefüllt wurden. Versuchstechnisch erreichte Childs sogar nur 80% Anformung zwischen den Oberflächen der Kontaktpartner und nannte dieses Phänomen „asperity persistence“. Es wird von Tabor [38] damit erklärt, dass der Widerstand der Rauheitsspitzen gegen Verformung aufgrund ihrer starken Kaltverfestigung und der Reibung zwischen ihnen schneller ansteigt, als der Widerstand des Grundmaterials. Dadurch wird ab einer gewissen Anformung nur noch das Grundmaterial und nicht mehr die Rauheitsspitzen verformt.

Die Werkstückoberfläche des Modells von Childs besteht aus perfekt dreieckigen Spitzen ohne weiteren Abstand. Damit berechnet er die Verformungsgeschwindigkeitsfelder der Rauheitsspitzen und des Grundmaterials bei Kontakt mit einem ebenen Stempel so, dass die geringste Verformungsarbeit aufgebracht werden muss. Die von Childs

zugrunde gelegten Beziehungen sind nur numerisch zu lösen. Die maximale Anformung hängt dabei von folgenden Parametern ab:

- Ausprägung der Rauheitsspitzen
- Dimensionen des Werkstücks
- Reibungskoeffizient zwischen den Kontaktpartnern
- Kontaktgeometrien
- Dehngrenze des Werkstückmaterials
- Kontaktkraft bzw. -druck

Neben der unvollständigen Anformung zwischen Kugel und Werkstückoberfläche tritt an den Rändern der Kontaktfläche eine weitere deutliche Abweichung zwischen realer und kugelabschnittsförmiger Abdruckgeometrie auf. Das Phänomen der Materialaufwerfung zeichnet sich dadurch aus, dass die Grenze der Kontaktfläche oberhalb der ursprünglichen Kontaktebene liegt, während sie bei Materialeinzug darunter liegt (siehe Bild 14).

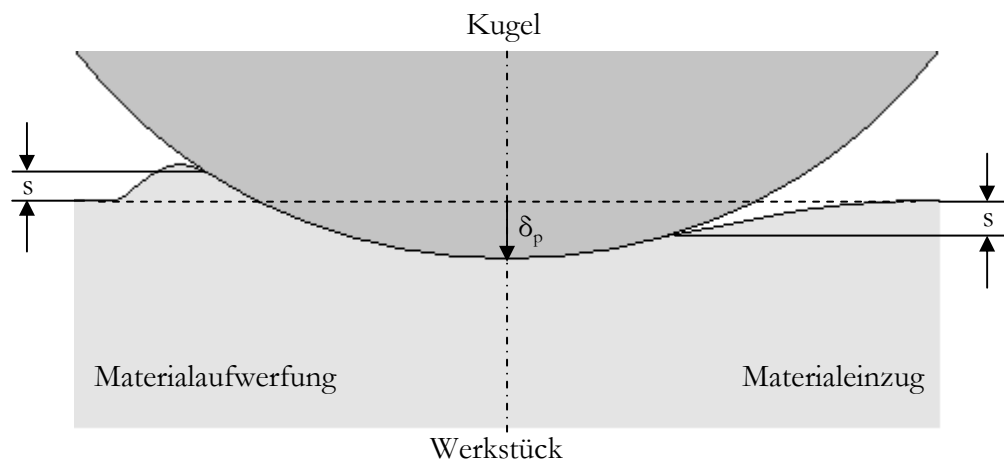


Bild 14: Materialaufwerfung und -einzug

Ob beim Aufprall einer härteren Kugel gegen ein weiches Werkstück Materialaufwerfung oder Materialeinzug entsteht, liegt laut Matthews [41] an den Kaltverfestigungseigenschaften des Werkstückmaterials. Er gibt den Höhenunterschied  $s$  zwischen der Grenze der Kontaktfläche und der ursprünglichen Kontaktebene als Funktion des Verfestigungsexponenten  $n$  und der Abdrucktiefe  $\delta_p$  an.

$$s = \delta_p \left( \frac{1}{2} \left( \frac{2n+1}{2n} \right)^{2(n-1)} - 1 \right) \quad \text{Gl. 17}$$

Dabei hat der Höhenunterschied  $s$  bei Materialaufwerfung einen positiven Wert und bei Materialeinzügen einen negativen Wert.

Mit dem vorgestellten Modell von Johnson (Gl. 13-16) und unter Berücksichtigung der Erkenntnisse von Childs und Matthews (Gl. 17) kann die verbleibende Struktur eines Abdrucks nach Aufprall einer relativ glatten, harten Kugel gegen ein relativ raues, weiches Werkstück in Abhängigkeit von den mechanischen und werkstofftechnischen Einflussgrößen bestimmt werden. Die Änderung der Gestalt ausgedehnter Oberflächen durch mechanische Oberflächenbehandlungen wie Festklopfen, Festwalzen oder Kugelstrahlen wird zusätzlich durch die Verteilung der Abdrücke bzw. Bahnen und damit durch die wiederholte bzw. kontinuierliche Verschiebung von Materialanhäufungen beeinflusst. Zur Beschreibung dieser Zusammenhänge eignet sich vor allem die Finite-Elemente-Methode (FEM). Dabei ist es für die Untersuchung des Einglättungseffektes durch Festklopfen mittels FEM-Simulationen entscheidend, dass das zugrunde gelegte Materialmodell die reale Spannungs-Dehnungs-Beziehung auch bei hohen Belastungsgeschwindigkeiten genau abbildet.

### 2.3.2 Kaltverfestigung

Festkörper verformen sich unter mechanischer Spannung. Bei geringen anliegenden Spannungen verformen sich Metalle elastisch, d.h. sie nehmen ihre ursprüngliche Form nach Entlastung wieder an. Für den einachsigen Spannungszustand gilt im elastischen Bereich, dass die Normalspannung  $\sigma$  proportional zur Dehnung  $\epsilon$  ist. Die Dehnung ist dabei die relative Längenänderung  $\Delta L$  bezogen auf die Ausgangslänge  $L_0$  und der Proportionalitätsfaktor zwischen Spannung und Dehnung ist der Elastizitätsmodul [7]. Dieser Zusammenhang ist als Hooke'sches Gesetz bekannt und in Gleichung 18 dargestellt.

$$\sigma = E\epsilon \quad \text{mit} \quad \epsilon = \frac{\Delta L}{L_0} \quad \text{Gl. 18}$$

Wird eine gewisse Spannung überschritten, findet plastische Verformung statt. Mit Ausnahme bestimmter Legierungen existiert keine ausgeprägte Grenze zwischen elastischer und plastischer Verformung. Häufig wird die Spannung, bei der 0,2% bleibende Formänderung eintritt, als Grenzwert verwendet. Diese Spannung wird Dehngrenze  $R_{p0,2}$  genannt.

Bei elastischer Verformung werden Atome für die Dauer der Belastung aus der ursprünglichen Gleichgewichtslage ausgelenkt und kehren aufgrund der interatomaren Kohäsion nach Entlastung wieder in diese zurück, während ihre Anziehungskraft bei plastischer Verformung kurzzeitig überwunden wird und die Atome eine örtlich veränderte Gleichgewichtslage einnehmen. Diese Wanderung von Atomen wird durch eine Schubspannung  $\tau$  ausgelöst und kann sich als Verschiebungen entlang von Gleitebenen („Gleitung“), Zwillingsbildung und Versetzungswanderung äußern [7]. Bei der Gleitung verschieben sich Teile des Kristallgitters sukzessive um einen Atomabstand entlang einer Gitterebene, dabei sind die dichtest besetzten Gitterebenen die bevorzugten Gleitebenen (siehe Bild 15).

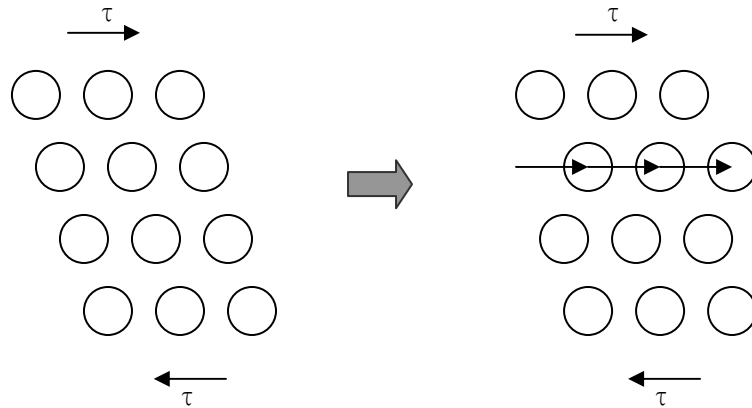


Bild 15: Schematische Darstellung einer Gleitung

Das Umklappen eines Teils des Kristallgitters entlang einer Symmetrieebene wird Zwillingsbildung genannt. Bei der Zwillingsbildung erfolgt die Relativverschiebung der Atome im Unterschied zur Gleitung nicht nur entlang der Gleitebene sondern im gesamten umgeklappten Kristallgitter. Deswegen sind für die Zwillingsbildung höhere Schubspannungen als für die Gleitung nötig. Zwillingsbildung tritt vor allem dann auf, wenn die Gleitung z.B. bei tiefen Temperaturen oder hohen Belastungsgeschwindigkeiten erschwert ist (siehe Bild 16).

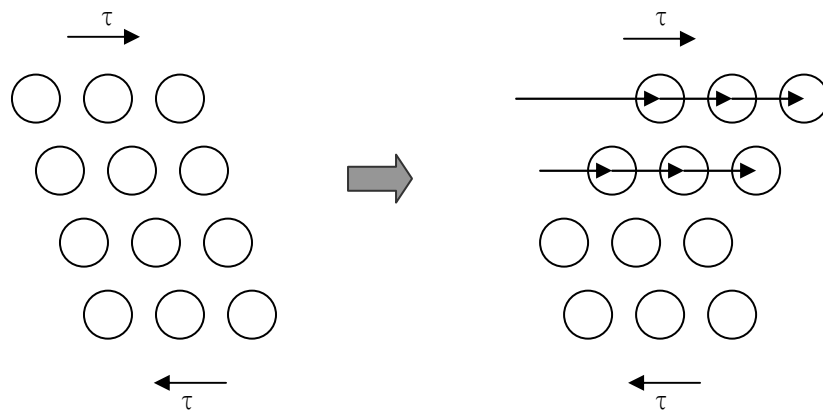


Bild 16: Schematische Darstellung einer Zwillingsbildung

Ein weiteres Phänomen, das zur plastischen Verformung beitragen kann, ist die Wanderung von eindimensionalen Fehlern, sogenannter Versetzungen, im Kristallgitter. Die Versetzungswanderung wird hier am Beispiel einer Stufenversetzung dargestellt, bei der eine Gitterebene im Kristallgitter endet. Durch den teilweisen Einschub einer zusätzlichen Ebene wird das Gitter verzerrt. Dort wo sich relativ zur Umgebung zu viele Atome befinden, treten Druckeigenspannungen auf und dort wo sich entsprechend weniger Atome befinden, treten Zugeigenspannungen auf. Eine Änderung der Gleichgewichtsbedingungen, z.B. durch angelegte Schubspannungen, kann dazu führen, dass sich geschlossene Gitterebenen mit offenen Gitterebenen rekombinieren und die Versetzungen dadurch wandern. Zeitlich aufeinanderfolgende Bewegungen einer Versetzung durch das Kristallgitter können zu makroskopischer plastischer Verformung

führen. In Bild 17 ist die plastische Verformung durch Wanderung einer Versetzung unter Schubspannungseinfluss dargestellt. Zusätzlich ist der Abstand  $a$  zwischen den Gleitebenen und der Abstand  $b$  der Atome in Richtung der Gleitebenen eingezeichnet.

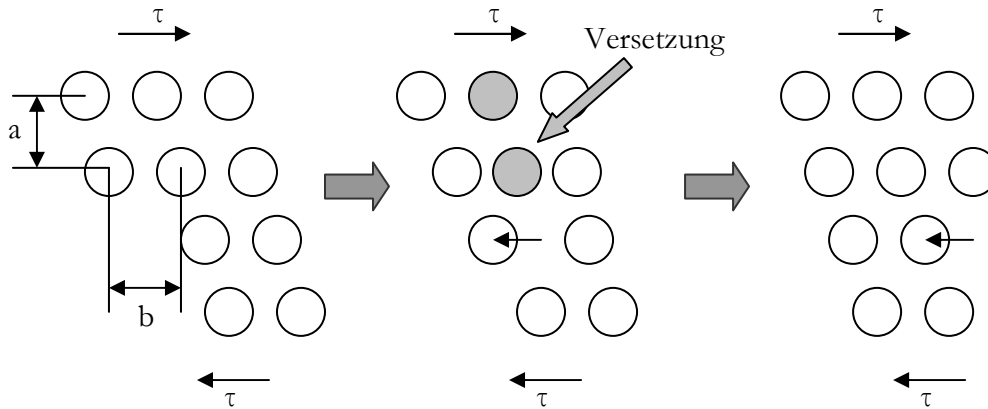


Bild 17: Schematische Darstellung einer Versetzungswanderung

Sowohl die Gleitung, als auch die Zwillingsbildung und die Versetzungswanderung tragen zur plastischen Verformung unter äußerer Last bei. Die plastische Verformung wird dabei von dem Effekt dominiert, der unter der geringsten Schubspannung abläuft. Unter den typischen Umgebungsbedingungen mechanischer Oberflächenbehandlung ist das die Versetzungswanderung, weil hier eine sequentielle Verschiebung weniger Atome zur Verformung führt, während für die Gleitung oder Zwillingsbildung eine große Anzahl von Atomen parallel verschoben werden müssen. Damit wird die Festigkeit eines Metalls vorrangig durch die Schubspannung bestimmt, die zum Wandern einer Versetzung benötigt wird. Für diese Schubspannung  $\tau_0$  stellt Dieter [42] einen näherungsweisen Ausdruck in Abhängigkeit von dem Schubmodul  $G$ , der Querkontraktionszahl  $\nu$  und den Kristallgitterparametern  $a$  und  $b$  vor, der auf Untersuchungen von Peierls und Nabarro unter der Voraussetzung eines ansonsten homogenen Kristallgitters basiert.

$$\tau_0 \approx \frac{2G}{1-\nu} e^{-\left[\frac{2\pi a}{(1-\nu)b}\right]} \quad Gl. 19$$

Wegen der Verzerrung des Gitters behindern sich Versetzungen allerdings gegenseitig an der Wanderung. Je näher sich die Versetzungen kommen, desto größere Schubspannungen sind für die weitere Bewegung notwendig. Deswegen hat die Versetzungsdichte einen Einfluss auf die benötigten Schubspannungen und damit auf die Festigkeit. Dieter präsentiert auch einen Ausdruck für den Einfluss der Versetzungsdichte  $\rho_V$  auf die für die Versetzungswanderung notwendige Schubspannung  $\tau$  in Abhängigkeit von den Kristallgitterparametern  $a$  und  $b$  und dem Schubmodul  $G$ .

$$\tau = \tau_0 + \alpha G b \sqrt{\rho_V} \quad Gl. 20$$

Neben der gegenseitigen Behinderung wird die Mobilität von Versetzungen auch durch andere Eigenschaften des Kristallgitters beeinflusst. Beispiele hierfür sind:

- Gitterstrukturen (z.B. Ferrit, Austenit, Martensit bei Eisenbasiswerkstoffen)
- Legierungselemente und Verunreinigungen
- Korngrenzen

Dabei werden für die Wanderung von Versetzungen in stark verzerrten Gittern (z.B. martensitische Gitterstruktur, Einlagerungsmischkristalle) hohe Schubspannungen benötigt, womit sich die hohe Festigkeit von thermisch gehärtetem Stahl gegenüber reinem Eisen erklären lässt. Korngrenzen fällt eine besondere Rolle zu, da sie je nach Randbedingungen als Quelle oder Senke für Versetzungen dienen.

Nach mechanischer Oberflächenbehandlung oder Kaltumformung (Walzen, Ziehen, etc.) wird häufig eine deutliche Zunahme der Festigkeit bzw. der Härte des Werkstückmaterials beobachtet, die mit einem Anstieg der Versetzungsdichte um mehrere Zehnerpotenzen erklärt wird. Um den Verfestigungseffekt bei Oberflächenbehandlungen zu ermitteln, bietet sich die Messung der Härte in der Randschicht an, da nur diese lokal umgeformt wird. Empirische Beziehungen zwischen der Zugfestigkeit und der Härte in Brinell, Vickers und Rockwell werden zum Beispiel in der DIN EN ISO 18265 [43] vorgestellt.

Bei der Auswertung von eigenen Versuchen vor dieser Arbeit [29] mit konstanten Festkloppparametern und verschiedenen Werkzeugstählen wurde eine Härtezunahme im Abstand von 0,1 mm zur Werkstückoberfläche von bis zu 35% und eine Wirtiefe von über 1 mm festgestellt. Dabei wurde beobachtet, dass die Härtesteigerung mit 2-8% bei thermisch gehärteten Werkzeugstählen geringer ausfällt als bei vergüteten Materialien. Groche [4] präsentiert ähnliche Härtezunahmen von bis zu 28% mit einer maximalen Wirtiefe von etwa 2 mm bei legiertem Kugelgraphitguss nach Festwalz- bzw. Festkloppbearbeitung. Auch in diesen Untersuchungen fällt die maximale Härtesteigerung von gehärtetem Werkzeugstahl mit etwa 10% geringer aus. Versuche mit verschiedenen Festwalzparametern ergaben, dass sowohl der maximale Wert des Härteprofils als auch die Wirtiefe mit dem Walzdruck steigt.

Um die Verfestigung in Abhängigkeit von den Verformungsparametern quantitativ zu beschreiben, existiert eine Reihe von Modellen, die einen Zusammenhang zwischen der Verfestigung und der Dehnung eines Werkstoffs herstellen. Für kleine Verformungen stellte Ludwik 1909 einen eindimensionalen Bezug zur Spannungserhöhung  $\sigma - \sigma_0$  in Abhängigkeit von der linearen Materialkonstanten  $K$ , der Dehnung  $\varepsilon$  und dem Verfestigungsexponenten  $n$  vor.

$$\sigma = \sigma_0 + K\varepsilon^n \quad Gl. 21$$

Hollomon stellte fest, dass der Anteil der elastischen Dehnung bei großen Verformungen vernachlässigbar ist und präsentierte 1945 eine Vereinfachung der Ludwik-Gleichung.

$$\sigma = K\varepsilon^n \quad \text{Gl. 22}$$

Mittlerweile wurden deutlich komplexere Beziehungen zwischen Verfestigung und Verformung entwickelt, die unter anderem mehrachsige Spannungszustände, Wechselwirkungen von Versetzungen, Anisotropie und Dehnratenabhängigkeit berücksichtigen. Thomas [44] gibt in seiner Dissertation einen detaillierten Überblick über Spannungs-Dehnungs-Beziehungen verschiedener Komplexität.

Um die Verfestigung bzw. Härtesteigerung in der Randschicht des Werkstücks aus einem dieser Modelle ermitteln zu können, müssen also die durch die Oberflächenbehandlung erzeugten Dehnungen im Material berechnet werden. Für ideal elastisches Materialverhalten unter der Annahme einer punktuellen Belastung kann die Verschiebung eines beliebigen Punktes  $A(x,y,z)$  im belasteten Halbraum laut Johnson [32] aus der Überlagerung der Verschiebungskomponenten  $u_x$ ,  $u_y$ ,  $u_z$  ermittelt werden.

$$\begin{aligned} u_x &= \frac{F_K}{4\pi G} \left( \frac{xz}{(x^2 + y^2 + z^2)^{\frac{3}{2}}} - (1-2\nu) \frac{x}{\sqrt{x^2 + y^2 + z^2} (\sqrt{x^2 + y^2 + z^2} + z)} \right) \\ u_y &= \frac{F_K}{4\pi G} \left( \frac{yz}{(x^2 + y^2 + z^2)^{\frac{3}{2}}} - (1-2\nu) \frac{y}{\sqrt{x^2 + y^2 + z^2} (\sqrt{x^2 + y^2 + z^2} + z)} \right) \\ u_z &= \frac{F_K}{4\pi G} \left( \frac{z^2}{(x^2 + y^2 + z^2)^{\frac{3}{2}}} + \frac{2(1-\nu)}{\sqrt{x^2 + y^2 + z^2}} \right) \end{aligned} \quad \text{Gl. 23 – 25}$$

Die anteiligen Dehnungen sind dabei relative Verschiebungen bezogen auf die jeweilige Verschiebungsrichtung.

$$\varepsilon_x = \frac{\partial u_x}{\partial x}, \quad \varepsilon_y = \frac{\partial u_y}{\partial y}, \quad \varepsilon_z = \frac{\partial u_z}{\partial z} \quad \text{Gl. 26 – 28}$$

Neben diesen Beziehungen für die punktuelle Krafteinleitung stellt Johnson auch Beziehungen für die Verteilung der elastischen Dehnung bei komplexeren Lastfällen vor. Die Annahme rein elastischer Dehnung ist aber nur während der allerersten Kontaktphase zwischen Kugel und Werkstückoberfläche gerechtfertigt und damit nicht geeignet



Rückschlüsse auf die Verfestigung durch Kaltumformung zu ziehen. Die dafür benötigte Berechnung elastisch-plastischer Dehnungen während eines Aufpralls wird wegen der nicht-linearen Spannungs-Dehnungs-Beziehungen in der Regel rechnergestützt mit der Finite-Elemente-Methode durchgeführt.

### 2.3.3 Erzeugung oberflächennaher Druckeigenspannungen

Wenn ein relativ hartes Werkzeug in ein relativ weiches Werkstück eindringt, wird Material von seiner ursprünglichen Position verdrängt. Der elastische Rückhalt des umgebenden Materials führt zu einer Stauchung und damit zu Druckspannungen in der Nähe der Kontaktzone. Beim Aufprall einer Kugel stellt sich im Werkstück ein dreiachsiger Spannungszustand ein. Zur Illustration ist in Bild 18 die Orientierung der resultierenden Druckspannungen exemplarisch an drei Punkten im Schnitt dargestellt.

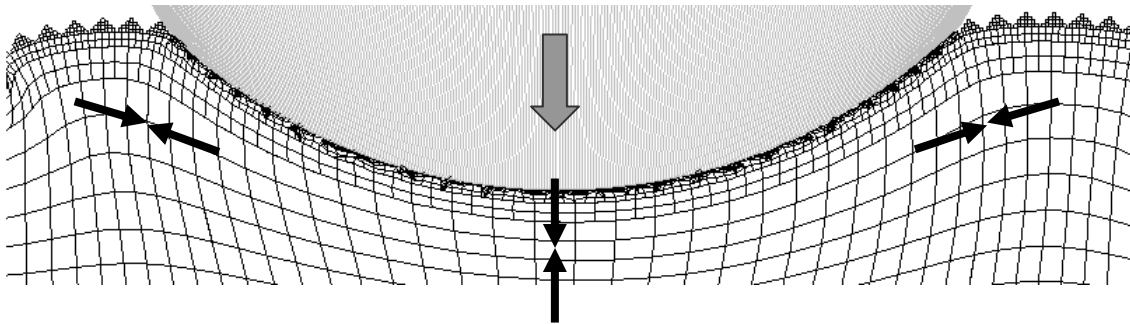


Bild 18: Schematische Darstellung der Druckspannungsorientierungen während der Belastungsphase

Wenn die induzierten Spannungen ausreichend groß für plastische Verformung sind, dann werden die Druckspannungen normal zur Oberfläche bei der elastischen Rückformung zum Großteil abgebaut, tangential bleiben sogenannte Druckeigenspannungen wegen der Behinderung der Rückformung durch das verdrängte Material erhalten (siehe Bild 19).

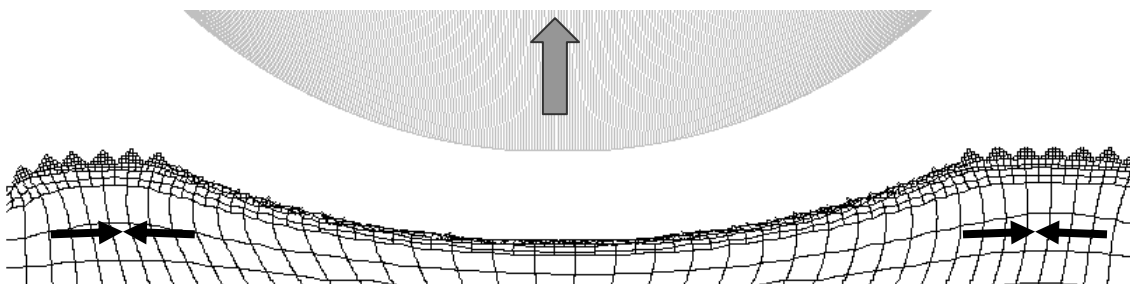


Bild 19: Schematische Darstellung der Druckspannungsorientierungen nach Entlastung

Als Ausgleich für die oberflächennahen tangentialen Druckeigenspannungen entstehen in einiger Entfernung zur Kontaktzone Zugeigenspannungen. Je nach Randbedingungen stellt

sich ein Eigenspannungsgradient in Normalenrichtung ein, der nachfolgend anhand von vier charakteristischen Kennwerten beschrieben wird.

- Abstand zwischen Oberfläche und Ort des Umschlags von Druck- nach Zugeigenspannungen
- Maximalwert der Druckeigenspannungen
- Wert der Druckeigenspannungen an der Oberfläche
- Abstand zwischen Oberfläche und Ort des Maximalwerts der Druckeigenspannungen

Der relative Abstand zwischen der Oberfläche und dem Ort des Maximalwerts der Druckeigenspannungen wird laut Hacini [45] vor allem durch das Verhältnis von Werkzeugfestigkeit zu Werkstückfestigkeit bestimmt. Je fester das Werkzeug im Vergleich zum Werkstück ist, desto näher liegt das Maximum an der Oberfläche.

Aus dem vorgestellten Prinzip der Erzeugung oberflächennaher Druckeigenspannungen durch mechanische Oberflächenbehandlung wird klar, dass ein Zusammenhang zwischen der Abdruckgeometrie und der Eigenspannungsverteilung bestehen muss. Dürr [21] bestätigt diese Beobachtung, indem er feststellt, dass die Wirtiefe und der Maximalwert der Druckeigenspannung mit dem Ausmaß des verbleibenden Abdrucks ansteigen. Über diese Ähnlichkeitsbeziehung und die, in Abschnitt 2.3.1 *Einglättung* vorgestellten, Zusammenhänge zwischen der Abdruckgeometrie und den entsprechenden Einflussgrößen lässt sich auch die tendenzielle Auswirkung der Prozessparameter mechanischer Oberflächenbehandlung auf die charakteristischen Kennwerte der Eigenspannungsverteilung ableiten. Über die Auswirkungen der Prozessparameter wurden bereits detaillierte Untersuchungen für das Kugelstrahlen, das Festwalzen und auch das Festklopfen durchgeführt.

Klemenz [46] bediente sich FEM-Simulationen und der Ähnlichkeitstheorie, um unter anderem den Einfluss des Kugeldurchmessers, der Aufprallgeschwindigkeit und des Aufprallwinkels beim Kugelstrahlen zu ermitteln. Er stellte fest, dass der Maximalwert der Druckeigenspannungen und deren Wert an der Oberfläche sowie die Wirtiefe mit steigendem Kugeldurchmesser sinken. Die Wirtiefe steigt mit zunehmender Aufprallgeschwindigkeit, während in Abhängigkeit von den Randbedingungen eine optimale Aufprallgeschwindigkeit für die Erzeugung hoher Druckeigenspannungswerte gefunden wurde. Flache Aufprallwinkel führen zu geringen maximalen Druckeigenspannungen und Wirtiefen.

Wuttke [18] untersuchte die Parametereinflüsse beim Festwalzen und stellte mittels FEM-Simulationen und Versuchen fest, dass der Spitzenwert der Druckeigenspannungen mit der Festwalzkraft ansteigt und fand größere Wirtiefen in weicheren Werkstoffen. Eine Kombination aus hohen Kräften und weichen Werkstückmaterialien kann dabei allerdings zu Zugeigenspannungen direkt unter der Oberfläche führen. Die Wirtiefe beim Festwalzen sinkt mit zunehmender Schmiegun (Verhältnis von Werkzeugradius zu

Werkstückradius). Der Maximalwert der Druckeigenspannungen und die Wirtktiefe steigen mit der Anzahl der Überrollungen, allerdings tritt hier schnell eine Sättigung ein.

Beim Festklopfen wurde vor allem die Auswirkung der Aufprallenergie und der Anzahl der Wiederholungen auf den erzeugten Eigenspannungszustand untersucht. Hacini [30,45] stellte durch Versuche und FEM-Simulationen fest, dass der Abdruckdurchmesser mit der Aufprallenergie zunimmt und damit auch der maximale Wert der Druckeigenspannungen. Analog zum Festwalzen findet Hacini sowohl eine Zunahme als auch eine Sättigung des Spitzenwerts der Druckeigenspannungen mit zunehmender Anzahl der Wiederholungen. Nach dem dritten Aufprall betragen die Druckeigenspannung bereits 80% und nach dem vierten Aufprall ca. 90% des Sättigungswerts. Neben den Ergebnissen von Aufprallversuchen stellt Hacini auch Resultate der Schweißnahtnachbehandlung durch Festklopfen vor. Er fand Wirtktiefen von bis zu 10 mm und maximale Druckeigenspannungen von bis zu 90% der Dehngrenze.

Bis hier hin wurde nur der tendenzielle Einfluss der Prozessparameter mechanischer Oberflächenbehandlung auf charakteristische Kenngrößen des Eigenspannungsgradienten in Normalenrichtung beschrieben. Um den quantitativen Einfluss und die genaue Verteilung der Eigenspannungen zu bestimmen, muss sowohl die Spannungsverteilung bei der maximalen Eindringtiefe des Bearbeitungswerkzeugs in das Werkstück als auch der partielle Spannungsabbau durch elastische Rückformung in Abhängigkeit von den Randbedingungen ermittelt werden. Johnson [32] stellt analog zu den in Abschnitt 2.3.2 *Kaltverfestigung* beschriebenen Dehnungsverteilungen (Gl. 23-28) auch die entsprechenden Spannungsverteilungen für die rein elastische Verformung vor. Um die Änderung des Eigenspannungszustands bei elastisch-plastischer Verformung nach der inkrementellen Bearbeitung ausgedehnter Oberflächen zu ermitteln, sind wegen der nicht-linearen Spannungs-Dehnungs-Beziehungen auch in diesem Fall FEM-Simulationen zu wählen.

### 3 Zielsetzung

Die Ergebnisse aktueller Studien [4,5,29] zeigen die prinzipielle Eignung des Festklopff Verfahrens zur Automatisierung der zeit- und kostenintensiven manuellen Oberflächenbehandlung im Werkzeug- und Formenbau auf. Gleichzeitig können durch die Festklopfbearbeitung technische Vorteile wie z.B. zusätzliche Kaltverfestigung der Randschicht und maßhaltigere Geometrien erreicht werden. Das Festklopff Verfahren befindet sich derzeit im Entwicklungsstadium und die in den vorherigen Abschnitten vorgestellten Parameterstudien wurden bislang ausschließlich an modellhaften Proben durchgeführt. Es existiert keine Dokumentation über den Zusammenhang zwischen den Prozessparametern und den Betriebseigenschaften realer Umformwerkzeuge und damit auch keine Untersuchung des Kosten-Nutzen-Verhältnisses unter Serienbedingungen.

Das Ziel der vorliegenden Arbeit besteht darin, diese offenen Entwicklungsthemen zu klären. Dafür soll der Einfluss der zahlreichen Prozessparameter des Verfahrens auf die Änderung der Oberflächen- und Randschichteigenschaften des Werkstücks ermittelt und aus den Ergebnissen geeignete Parameterkombination für die Festklopfbearbeitung abgeleitet werden. Die Untersuchungsergebnisse sollen anhand der Bearbeitung realer Umformwerkzeuge und den damit produzierten Karosserieteilen validiert werden, um die Übertragbarkeit der prinzipiellen Zusammenhänge auf die realen Verhältnisse zu überprüfen und das Kosten-Nutzen-Verhältnis im Vergleich mit dem konventionellen Prozess zu ermitteln.

Um eine ausreichende Einglättung und Randschichthärtung bei der Festklopfbearbeitung von Umformwerkzeugen unter wirtschaftlich vorteilhaften Bedingungen zu erreichen, ist eine detaillierte Kenntnis des Einflusses der verschiedenen Prozessparameter und ihrer Wechselwirkungen notwendig. Die wesentlichen Einflussgrößen setzen sich aus den Eigenschaften des Werkstücks, den Einstelloptionen des Festklopffsystems und den Randbedingungen des Prozesses zusammen (siehe Bild 20).

Häufig kann ein Ziel, z.B. die Erzeugung einer definierten Rauheit, durch ganz unterschiedliche Ansätze bei der Wahl der Parameter erreicht werden. Dabei besteht ein Zielkonflikt zwischen einer möglichst hohen Oberflächengüte und einer möglichst geringen Bearbeitungsdauer. Zugleich lassen sich theoretisch günstige Parameterkombinationen in der Realität oft nicht umsetzen, weil die Wahl der Parameter z.B. durch die Geometrie des Werkstücks oder die Eigenschaften des Festklopffsystems bzw. der Bearbeitungsmaschine eingeschränkt wird. Deshalb ist eine integrale Betrachtung der wesentlichen Einflussgrößen notwendig, um den jeweils optimalen Kompromiss zu finden.

Diese Betrachtung soll anhand von Versuchen und FEM-Simulationen erfolgen. Zur experimentellen Bestimmung der Parametereinflüsse sollen im Rahmen dieser Arbeit Aufprall- und Festklopffversuche durchgeführt werden, deren Ergebnisse auch als Basis für die FEM-Modellierung des Festklopffprozesses dienen sollen.

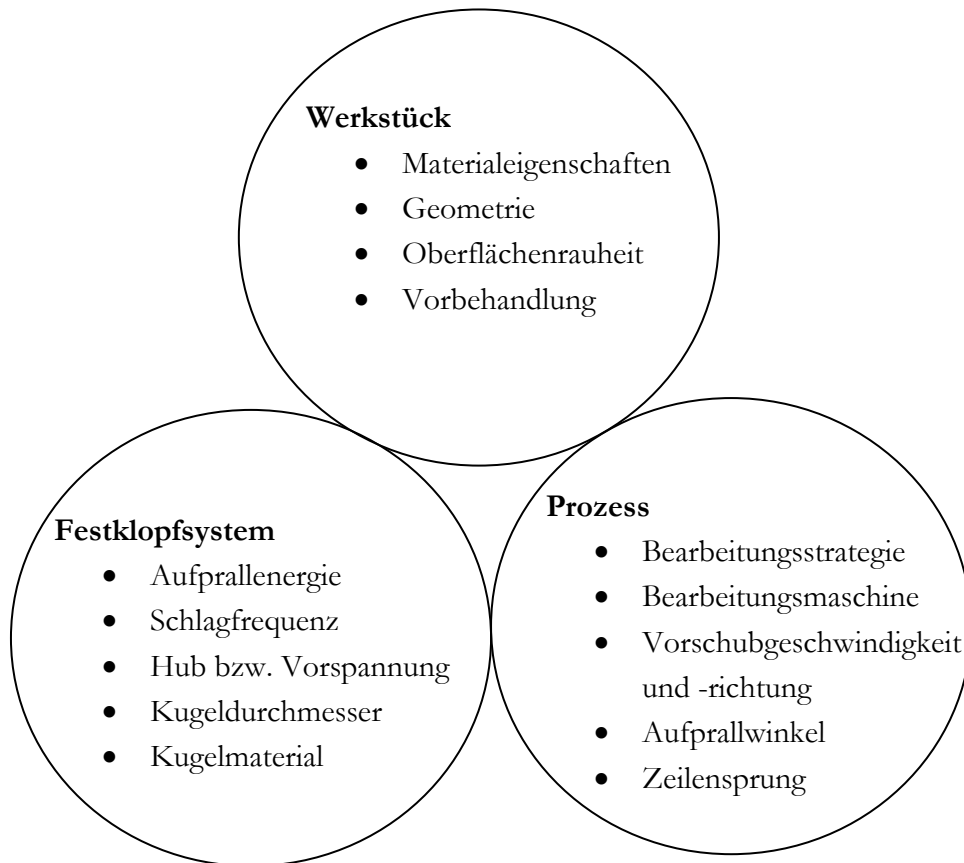


Bild 20: Haupteinflussgrößen bei der Festklopfbearbeitung

## 4 Experimentelle Untersuchungen

Für die experimentelle Bestimmung des Einflusses der Prozessparameter des Festklopffverfahrens auf die plastische Verformung des Werkstücks wurden zunächst Aufprallversuche mit einer eigens angefertigten Testvorrichtung durchgeführt. Bei der Untersuchung einzelner Aufprallereignisse ist es im Gegensatz zur Festklopfbearbeitung ausgedehnter Oberflächen möglich, den jeweiligen verbleibenden Abdruckdurchmesser und die Energiebilanz des Stoßes zu bestimmen. Durch die Aufprallversuche soll die Gültigkeit der in Abschnitt 2.3 *Wirkprinzip mechanischer Oberflächenbehandlung* vorgestellten allgemeinen Zusammenhänge unter den speziellen Randbedingungen des Festklopffverfahrens überprüft und geeignete Materialparameter für die FEM-Modellierung des Prozesses ermittelt werden.

Da sich die Änderung der Oberflächen- und Randschichteigenschaften eines Werkstücks durch Festklopfen aus der Wirkung von sehr vielen nahegelegenen Aufprallereignissen und deren Interaktion zusammensetzt, wurden neben den Aufprallversuchen auch Festklopffversuche an ausgedehnten Oberflächen durchgeführt.

### 4.1 Aufprallversuche

Die Haupteinflussgrößen auf die Ausprägung des verbleibenden Abdrucks nach einem einzelnen Aufprall einer Kugel gegen ein nominell ebenes Werkstück sind laut Johnson [32] und Tabor [38] die Aufprallgeschwindigkeit, die Stößelmasse, der Kugeldurchmesser und die Materialeigenschaften. Die Bestimmung der relativen Auswirkung dieser Einflussgrößen auf die plastische Verformung des Werkstücks erfolgt bei den nachfolgend vorgestellten Aufprallversuchen über die Messung des verbleibenden Abdruckdurchmessers, der maximalen Kontaktkraft und der Stoßzahl. Bild 21 zeigt die berücksichtigten Eingangs- und Ausgangsgrößen der Aufprallversuche.

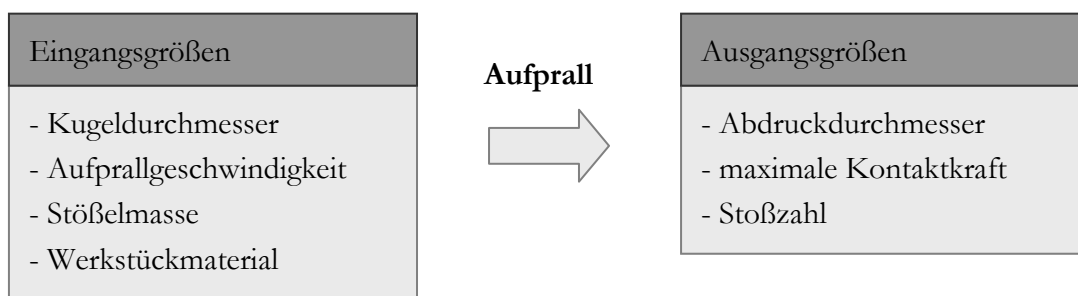


Bild 21: Eingangs- und Ausgangsgrößen der Aufprallversuche

Die nachfolgend betrachtete kinematische Stoßzahl  $e$  („coefficient of restitution“) ist das Verhältnis der Rückprallgeschwindigkeit  $v'$  des Schlagwerkzeugs zu dessen Aufprallgeschwindigkeit  $v_A$  unter der Voraussetzung, dass das Werkstück unbeweglich ist. Stronge [33] präsentiert neben der kinematischen auch noch eine kinetische und eine energetische Definition der Stoßzahl, die sich unter den Randbedingungen der Aufprallversuche (zentraler, rotationsfreier Stoß) im Ergebnis nicht unterscheiden. Deshalb

wird im folgenden Abschnitt keine weitere Unterscheidung zwischen den Definitionen der Stoßzahl getroffen.

Das Schlagwerkzeug wird durch die der Annäherung entgegen gerichtete Kontaktkraft beim Aufprall bis hin zum Stillstand verzögert. Dabei wird die Aufprallenergie  $W_A$  in elastische Verformungsenergie  $W_e$ , plastische Verformungsenergie  $W_p$  und Reibungswärme  $W_r$  umgewandelt. Nur die elastisch gespeicherte Verformungsenergie wird wieder in kinetische Rückprallenergie der Kugel umgewandelt. Über die Messung der Stoßzahl lässt sich dabei nicht unterscheiden wie groß die Anteile der plastischen Verformungsenergie und der Reibungsverluste an der dissipierten Energie sind. Mangels ausgedehnter Relativbewegung beim zentralen, rotationsfreien Stoß mit Aufprallgeschwindigkeiten  $< 10$  m/s kann die durch Reibung in Wärme umgewandelte Verlustenergie im Vergleich zur plastischen Verformungsenergie laut Johnson [32] und Tabor [38] als gering angenommen werden. Damit kann über die Bestimmung der Stoßzahl auf das Verhältnis von elastischer zu plastischer Verformungsenergie beim Stoß geschlossen werden.

$$e = -\frac{v'}{v_A} = \sqrt{\frac{W_e}{W_A}} = \sqrt{\frac{W_e}{W_e + W_p + W_r}} \approx \sqrt{\frac{W_e}{W_e + W_p}} \quad \text{für } W_r \ll W_p \quad \text{Gl. 29}$$

#### 4.1.1 Aufbau, Durchführung und Auswertung der Aufprallversuche

Um den Zusammenhang zwischen den berücksichtigten Eingangs- und Ausgangsgrößen experimentell zu ermitteln, wurde ein Aufprallversuchsstand (siehe Bild 22) entwickelt, der eine unabhängige Variation der Eingangsgrößen und die Messung der Ausgangsgrößen ermöglicht.

Der Versuchsstand besteht aus einer Bodenplatte und einer Deckplatte, die durch vier Säulen verbunden sind. An der Bodenplatte ist ein variabel positionierbarer Schraubstock zur kraftschlüssigen Aufnahme verschiedener Proben befestigt. Durch die Fixierung der Proben werden Relativbewegungen zur Bodenplatte und damit zusätzliche Reibungsverluste beim Aufprall der Kugel vermieden. Alle verwendeten Proben hatten entsprechend der Ziehshalen von Umformwerkzeugen eine Stärke von mindestens 60 mm. Die Auslösung des Falls und die Steuerung der Aufprallgeschwindigkeit erfolgte über einen höhenverstellbaren Magnetauslöser an der Deckplatte. Zwischen der Boden- und der Deckplatte befindet sich eine Zwischenplatte als Träger für einen induktiven Wegaufnehmer.

Der Aufprallkörper besteht aus einer auswechselbaren Werkzeugspitze, einem Kraftmessaufbau und einem Stößel mit einer anschließenden Gewindestange. Als Werkzeugspitze wurden Klopffwerkzeuge des elektrodynamischen Festklopfsystems der Fa. KWL verwendet. Dabei handelt es sich um Vollhartmetallkugeln mit 15% Cobalt Anteil, die in einen gehärteten Stahlschaft eingepresst wurden. Bei Versuchen mit verschiedenen Kugeldurchmessern wurde jeweils nur die Werkzeugspitze getauscht.

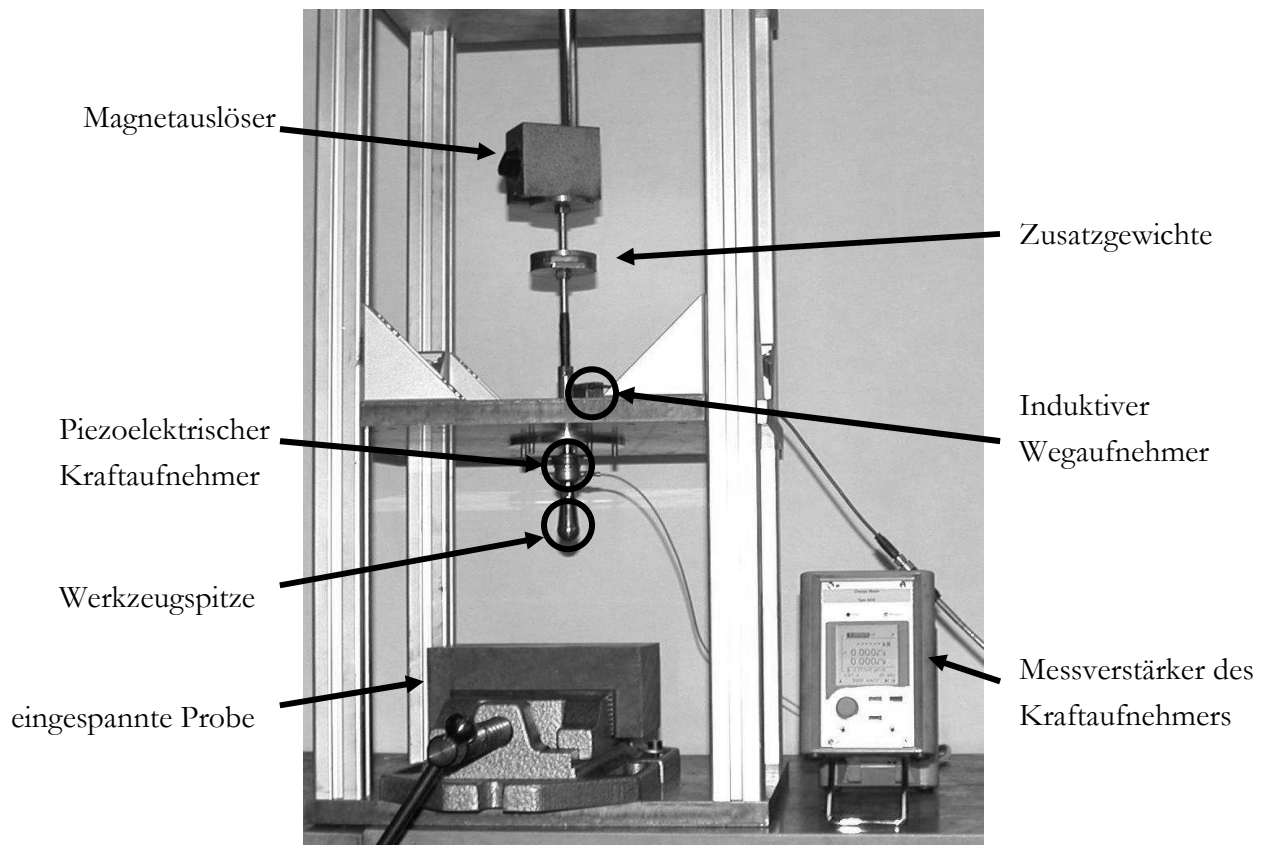


Bild 22: Aufprallversuchsstand

Der Stößel ist das Verbindungselement zwischen der Werkzeugspitze und der Gewindestange, die als Träger für eine variable Anzahl von Stahlscheiben dient. Über die Anzahl der montierten Stahlscheiben wurde das Gewicht des Aufprallkörpers variiert. Außerdem dienen sie als Gegenstück für den induktiven Näherungssensor und den schaltbaren Magneten.

Zwischen Werkzeugspitze und Stößel wird ein piezoelektrischer Kraftsensor zur Messung der wirkenden Kräfte beim Aufprall eingespannt. Es ist technisch nicht möglich den Kraftsensor in unmittelbarer Nähe der Kontaktfläche zwischen Kugel und Werkstück anzubringen. Die daraus resultierende Abweichung zwischen der wirkenden und der gemessenen Kontaktkraft wurde durch eine möglichst geringe Entfernung und direkte Kraftübertragung konstruktiv minimiert. In Abschnitt 5.2 *Modellverifikation* wird der quantitative Einfluss des endlichen Abstands zwischen Kontaktfläche und Kraftsensor auf die Messergebnisse durch Vergleich mit Ergebnissen von FEM-Simulationen dargestellt.

Der weitere Messaufbau besteht aus den entsprechenden Messverstärkern bzw. Spannungsversorgungen, einem Analog/Digital-Wandler und einem Computer. Die Messsignale wurden mit der Software LabView ausgewertet. Die Aufprall- und Rückprallgeschwindigkeit wurde durch Differentiation des Wegsignals nach der Zeit ermittelt. Die Kalibrierung der Sensoren und die Programmierung der Messsoftware wurden von Guillaume Chabault [47] im Rahmen der Abschlussarbeit seines Maschinenbaustudiums vorgenommen.



Es wurden Aufprallversuche an Proben aus sechs verschiedenen Werkstoffen unter Variation des Kugeldurchmessers, der Aufprallgeschwindigkeit und der Stößelmasse durchgeführt. Die Versuche wurden an ebenen (geschliffenen) Proben durchgeführt und für jede Parameterkombination zehnmal wiederholt, um auch die Streuung der Messergebnisse in der Auswertung zu berücksichtigen. Tabelle 1 zeigt die wichtigsten mechanischen Eigenschaften der verwendeten Materialien. Die Brinell-Härte wurde an den jeweiligen Proben gemessen und gemittelt. Die 0,2%-Dehngrenze bzw. Streckgrenze und das Elastizitätsmodul entstammen den Herstellerangaben. Ihre prinzipielle Gültigkeit konnte durch Materialprüfungen an Stichproben nachgewiesen werden.

Tabelle 1: Mechanische Eigenschaften der getesteten Werkstoffe

Werkstoff	alternative Bezeichnungen	Zustand	Härte HBW	Dehngrenze $R_{p0,2}$	Elastizitätsmodul
Kugelgraphitguss EN-GJS-HB265	EN-JS2070, GGG 70 L	Sandformguss	263	420 MPa	177.500 MPa
Werkzeugstahl 1.2379	X153CrMoV12	Kokillenguss, geschmiedet, weichgeglüht	212	300 MPa	210.000 MPa
Werkzeugstahl 1.2358	60CrMoV18-5	Kokillenguss, geschmiedet, vorvergütet	289	730 MPa	210.000 MPa
Zink-Legierung ZnAl4Cu3	ZL0430, Zamak	Sandformguss	114	150 MPa	85.000 MPa
Aluminium-Leg. AlMg4,5Mn0,7	5083	Strangguss, geglüht H111	79	148 MPa	70.000 MPa
Baustahl S235 JR	1.0038	Strangguss, warmgewalzt	112	235 MPa	210.000 MPa

Für die Aufprallversuche wurden typische Einstellungen der Festklopfbearbeitung (Aufprallgeschwindigkeit 1 m/s, Stößelmasse 517 g, Kugeldurchmesser 20 mm) als Referenz gewählt. Es wurde jeweils eine der betrachteten Einflussgrößen in einem, für die Festklopfbearbeitung relevanten, Bereich variiert (siehe Tabelle 2). Dabei wurde jede Parameterkombination an allen Werkstoffen aus Tabelle 1 getestet.

Tabelle 2: Parameterkombinationen der Aufprallversuche

Aufprallgeschwindigkeit in m/s	Stößelmasse in g	Kugeldurchmesser in mm
<b>Variation der Aufprallgeschwindigkeit</b>		
0,75	517	20
1,00	517	20
1,25	517	20
1,50	517	20
1,75	517	20
<b>Variation der Stößelmasse</b>		
1,00	617	20
1,00	717	20
1,00	817	20
1,00	917	20
<b>Variation des Kugeldurchmessers</b>		
1,00	517	16
1,00	517	12
1,00	517	6

#### 4.1.2 Ergebnisse der Aufprallversuche

In diesem Abschnitt wird eine Auswahl der Ergebnisse der Aufprallversuche in Form von Diagrammen dargestellt und die beobachteten Zusammenhänge beschrieben. Die Ergebnisse aller Versuche laut Tabelle 2 und weitere Ergebnisse aus Versuchen zum Einfluss der Oberflächenrauheit und wiederholter Aufprallereignisse stellt Jan Scheil [48] in seiner Diplomarbeit vor.

Die größte Streuung der Messergebnisse trat tendenziell bei Versuchen mit den weniger festen Werkstoffen und hohen Aufprallgeschwindigkeiten auf. Als Beispiel dafür zeigt Bild 23 die einzelnen Messwerte in Abhängigkeit von der Geschwindigkeit für den Werkstoff ZnAl4Cu3. Außerdem neigte der getestete Kugelgraphitguss EN-GJS-HB265 zu vereinzelt deutlichen Abweichungen bei den Messwerten. Die Streuung der Messergebnisse war insgesamt so gering, dass signifikante Trends erkennbar waren. Im Anschluss werden die Mittelwerte aus jeweils 10 Messungen präsentiert. Die absoluten Extrema der 10 Messwerte werden in Form von Fehlerbalken dargestellt. Die Mittelwerte sind durch gerade Linien verbunden, um ihren Verlauf besser kenntlich zu machen.

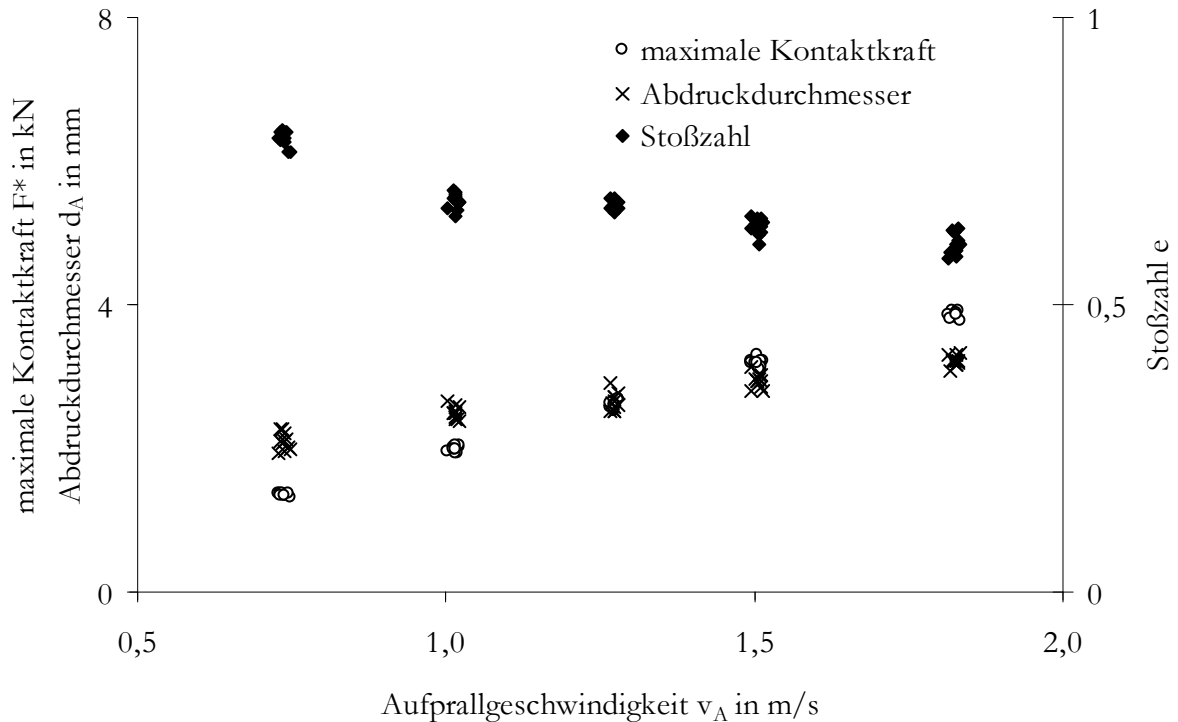


Bild 23: Maximale Kontaktkraft, Abdruckdurchmesser und Stoßzahl in Abhängigkeit von der Aufprallgeschwindigkeit bei ZnAl4Cu3 zur Visualisierung der Streuung der Messergebnisse

Die Messung des Abdruckdurchmessers in Abhängigkeit von der Aufprallgeschwindigkeit ergab, dass der Abdruckdurchmesser bei jedem getesteten Werkstoff mit steigender Aufprallgeschwindigkeit zunimmt. Unter gleichen Randbedingungen verblieben auf der Oberfläche von relativ harten Werkstoffen kleinere Abdrücke als auf der Oberfläche von relativ weichen Werkstoffen (siehe Bild 24).

Diese Trends zeigen eine gute Übereinstimmung mit Aufprallversuchen, die Goldsmith [49] mit verschiedenen metallischen Werkstoffen in unterschiedlichen Geschwindigkeitsbereichen durchführte. Unter der Voraussetzung einer vernachlässigbar kleinen elastischen Rückformung bestätigen die Versuchsergebnisse den linearen Zusammenhang (Gl. 13) zwischen dem Abdruckdurchmesser und der Quadratwurzel der Aufprallgeschwindigkeit nach Johnson [32]. Die Versuchsergebnisse zeigen außerdem, dass die maximale Kontaktkraft während des Aufpralls annähernd proportional zur Aufprallgeschwindigkeit ansteigt (siehe Bild 25). Da die Eindringtiefe mit der Aufprallgeschwindigkeit zunimmt, während die Kontaktdauer aufgrund der gleichzeitig höheren Durchschnittsgeschwindigkeit relativ unabhängig von der Aufprallgeschwindigkeit ist, verhält sich die maximale Kontaktkraft proportional zum Impuls und nicht zur kinetischen Energie (vgl. Stronge [33]). Beim Aufprall gegen relativ harte Werkstoffe wurden höhere Kontaktkräfte als beim Aufprall gegen relativ weiche Werkstoffe gemessen. Auch diese Tendenzen zeigen Übereinstimmung mit Versuchsergebnissen von Goldsmith und Johnsons Beziehung (Gl. 15).

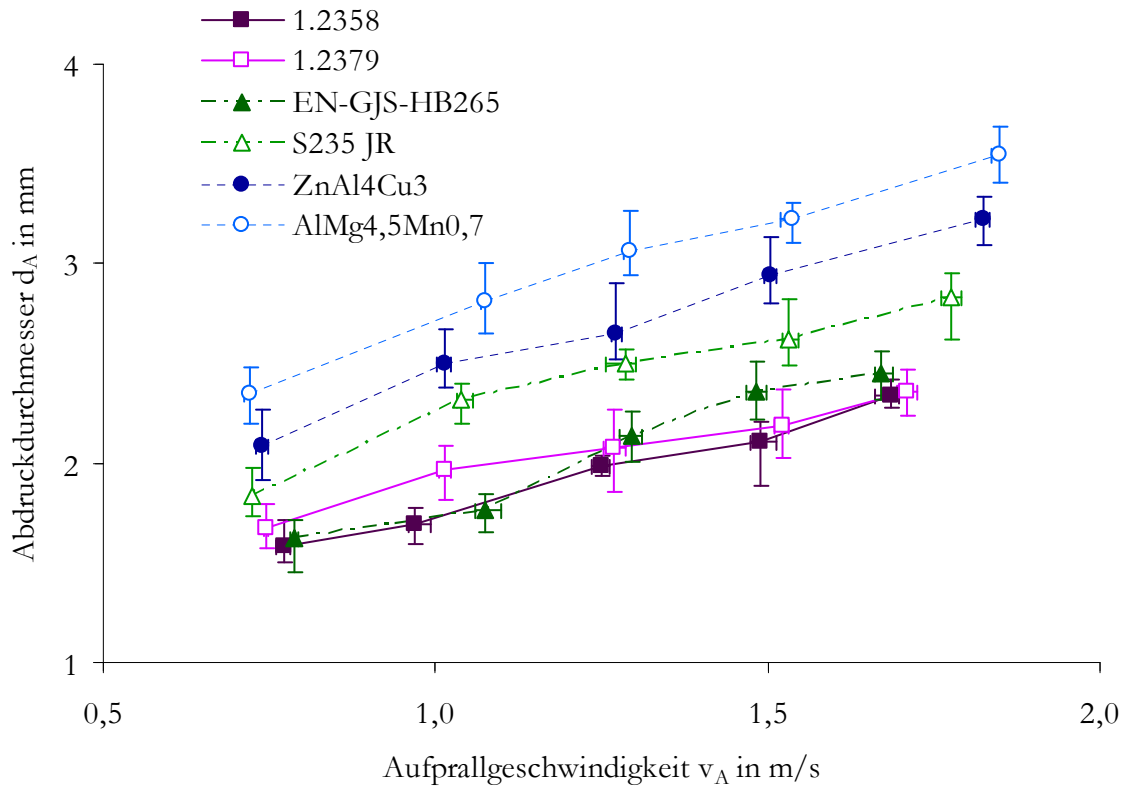


Bild 24: Abdruckdurchmesser in Abhängigkeit von der Aufprallgeschwindigkeit (Kugeldurchmesser 20 mm, Stoßelmasse 517 g)

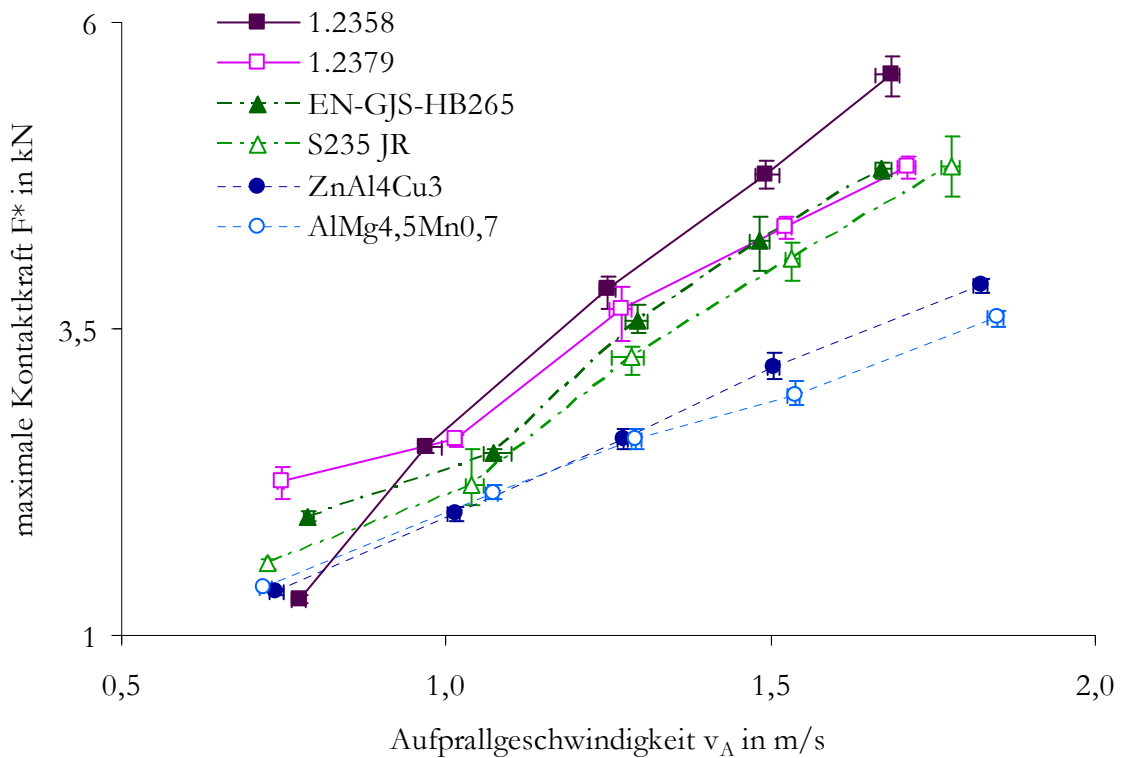


Bild 25: Maximale Kontaktkraft in Abhängigkeit von der Aufprallgeschwindigkeit (Kugeldurchmesser 20 mm, Stoßelmasse 517 g)

Im Gegensatz zu Abdruckdurchmesser und Kontaktkraft sinkt die Stoßzahl mit steigender Aufprallgeschwindigkeit (siehe Bild 26). Der Einfluss der Aufprallgeschwindigkeit und des Materials auf die Stoßzahl wurde sowohl von Goldsmith als auch von Tabor experimentell untersucht und beschrieben. Beide stellten vergleichbare Trends fest. Nach den Beziehungen von Johnson ist die Stoßzahl bei voll plastischer Verformung in etwa proportional zum Kehrwert der vierten Wurzel der Aufprallgeschwindigkeit und zur Quadratwurzel des Verhältnisses der Dehngrenze unter Aufprallbedingungen zum Elastizitätsmodul des Werkstoffs. Damit würden Werkstoffe mit einer geringen Dehngrenze bezogen auf den Elastizitätsmodul tendenziell zu kleinen Stoßzahlen führen. Die durchgeführten Aufprallversuche bestätigen diesen Zusammenhang.

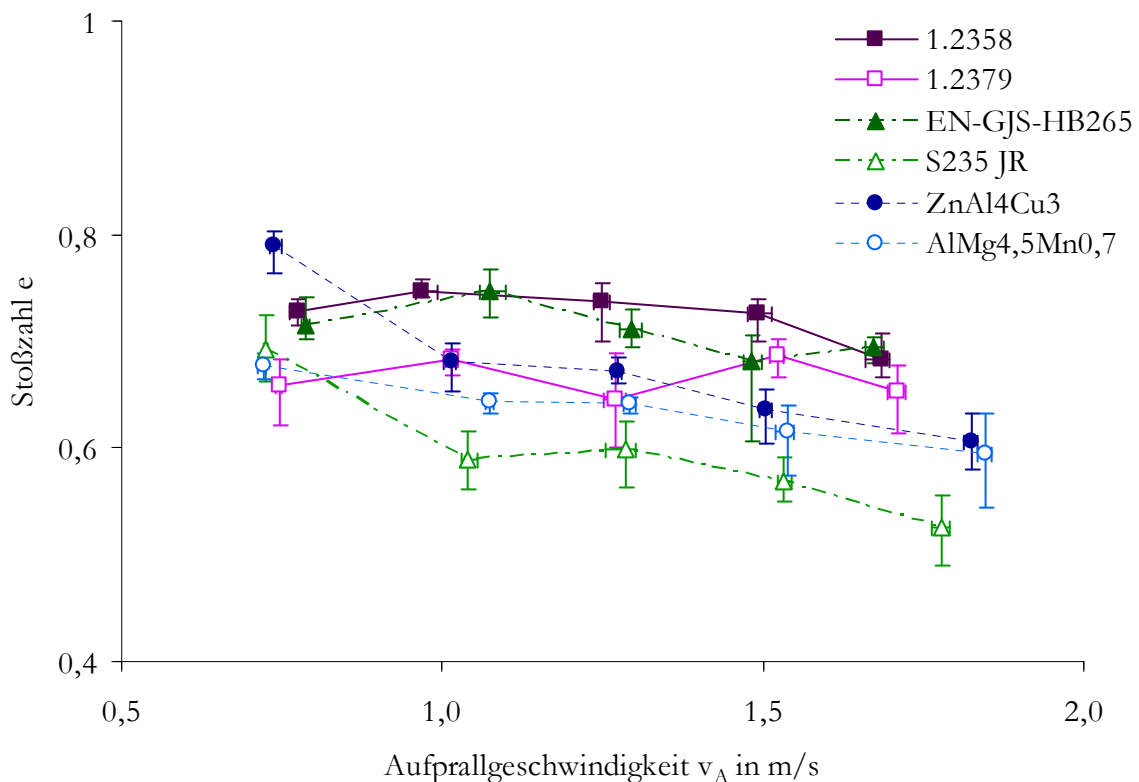


Bild 26: Stoßzahl in Abhängigkeit von der Aufprallgeschwindigkeit (Kugeldurchmesser 20 mm, Stößelmasse 517 g)

Die Versuchsergebnisse unter Variation der Stößelmasse zeigen in Übereinstimmung mit Johnson und Tabor, dass der Einfluss der Stößelmasse auf den Abdruckdurchmesser annähernd dem Einfluss der Quadratwurzel der Aufprallgeschwindigkeit entspricht und die gefundenen Zusammenhänge damit auch direkt als Funktion der Aufprallenergie dargestellt werden können. Außerdem wurde der lineare Zusammenhang zwischen Impulsänderung und maximaler Kontaktkraft laut Stronge bestätigt.

Die Versuchsergebnisse unter Variation des Kugeldurchmessers zeigen, dass der verbleibende Abdruckdurchmesser unter den gegebenen Randbedingungen mit steigendem Kugeldurchmesser zunimmt (siehe Bild 27).

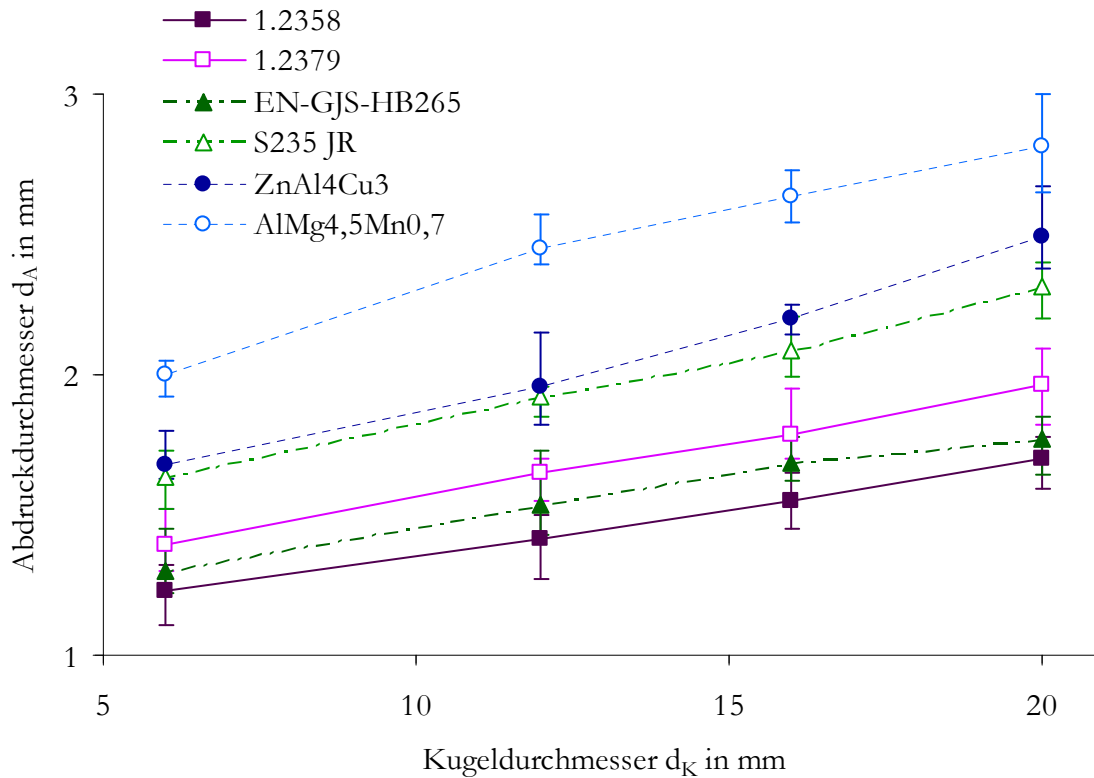


Bild 27: Abdruckdurchmesser in Abhängigkeit von dem Kugeldurchmesser (Aufprallgeschwindigkeit 1 m/s, Stößelmasse 517 g)

Der mit dem Kugeldurchmesser steigende Abdruckdurchmesser lässt sich rein geometrisch erklären (siehe Gl. 9 und 10). Da die Aufprallenergie und damit das Abdruckvolumen konstant bleibt, wächst das Verhältnis von Abdruckdurchmesser zu Abdrucktiefe mit steigendem Kugeldurchmesser (siehe Gl. 13).

Die Messung der maximalen Kontaktkraft in Abhängigkeit von dem Kugeldurchmesser ergab, dass beim Aufprall einer Kugel mit Durchmesser 12 mm gegen ein Werkstück aus einer der getesteten Eisenbasislegierungen höhere Kontaktkräfte auftreten als beim Aufprall einer Kugel mit Durchmesser 6 mm. Aufprallversuche mit den Kugeldurchmessern 16 mm und 20 mm lieferten ähnlich hohe Kontaktkräfte wie Aufprallversuche mit dem Kugeldurchmesser 12 mm. Währenddessen steigt die Kontaktkraft bei den getesteten NE-Metallen mit der Kugelgröße bis zu einem Durchmesser von 16 mm und fällt bei Verwendung einer Kugel mit Durchmesser 20 mm wieder ab (siehe Bild 28). Die Ergebnisse der Aufprallversuche ließen im untersuchten Bereich keine klare Abhängigkeit der Stoßzahl von dem Kugeldurchmesser erkennen (siehe Bild 29).

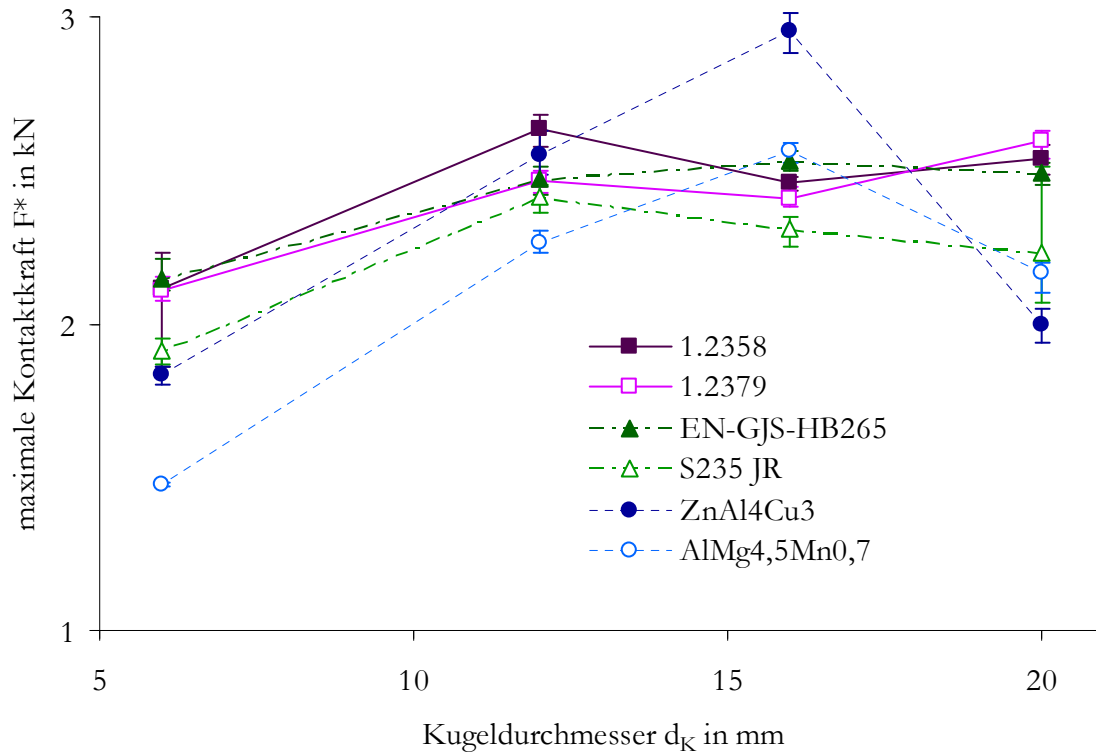


Bild 28: Maximale Kontaktkraft in Abhängigkeit von dem Kugeldurchmesser (Aufprallgeschwindigkeit 1 m/s, Stößelmasse 517 g)

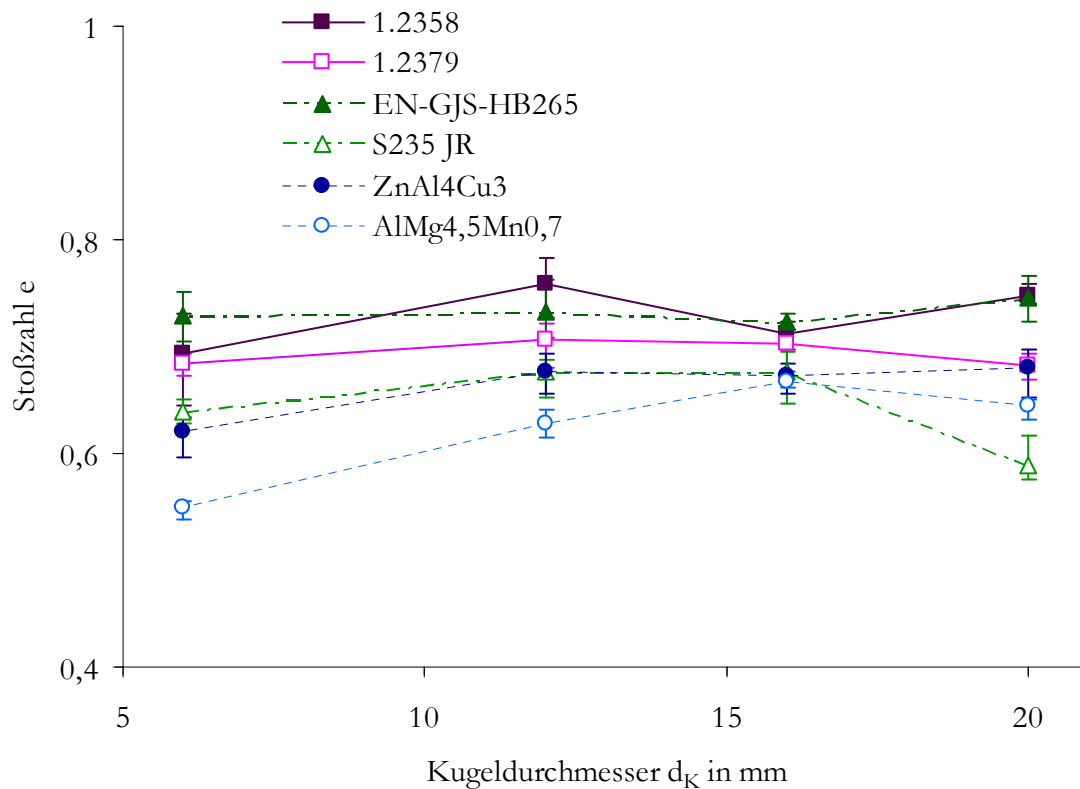


Bild 29: Stoßzahl in Abhängigkeit von dem Kugeldurchmesser (Aufprallgeschwindigkeit 1 m/s, Stößelmasse 517 g)

Der geringe Einfluss des Kugeldurchmessers auf die Stoßzahl ist darin begründet, dass die Aufprallenergie konstant gehalten wurde. Nach Johnson und Tabor bleibt damit auch das plastisch verformte Werkstoffvolumen konstant. Um das Auftreten besonders hoher Kontaktkraftmaxima beim Aufprall mittlerer Kugelgrößen zu erklären, muss der Kontaktkraftverlauf näher betrachtet werden. Wegen der geringen Unterschiede der Aufprallgeschwindigkeit, der Rückprallgeschwindigkeit und der Stößelmasse war die Impulsänderung bei den Versuchen mit Variation des Kugeldurchmessers relativ konstant. Daraus lässt sich folgern, dass der Wert des Integrals des Kontaktkraftverlaufs  $F_K(t)$  über der Zeit weitgehend unabhängig von der verwendeten Kugelgröße war. Deswegen wurden hohe Kontaktkraftmaxima durch eine kurze Kontaktdauer begünstigt. Kleine Kugeln haben eine lange Verzögerungsphase weil sie tief in das Werkstück eindringen, während große Kugeln den Kontakt zum Werkstück beim Rückprall relativ spät verlieren. In Abhängigkeit von den Randbedingungen kann sich die Verwendung mittlerer Kugelgrößen also in einer besonders kurzen Kontaktdauer und damit in einem hohen Kontaktkraftmaximum äußern.

#### **4.2 Festklopfversuche**

Durch die im vorangegangenen Abschnitt beschriebenen Aufprallversuche konnte der Einfluss der Aufprallenergie, des Kugeldurchmessers und des Werkstückmaterials auf die Intensität der plastischen Verformung bei einzelnen Aufprallereignissen ermittelt werden. Da sich die Einglättung der Oberfläche und die Verfestigung der Randschicht beim Festklopfen aus der Interaktion sehr vieler nahegelegener Aufprallereignisse ergeben, wurden neben den Aufprallversuchen auch Festklopfversuche durchgeführt. Die Auswertung der Festklopfversuche erfolgte anhand von Messungen der Oberflächenrauheit und der Randschichthärte jeweils vor und nach der Festklopfbearbeitung. Zusätzlich zu den Eingangsgrößen der Aufprallversuche wurden die jeweiligen Einflüsse der Oberflächenrauheit vor der Festklopfbearbeitung, des Abstands zwischen den einzelnen Abdrücken, des Zustellwinkels und des Aufprallwinkels untersucht. Dabei ist der Zustellwinkel der Winkel zwischen der Zustellrichtung der Fräsbahn und der Zustellrichtung der Klopfbahn (siehe Bild 30).



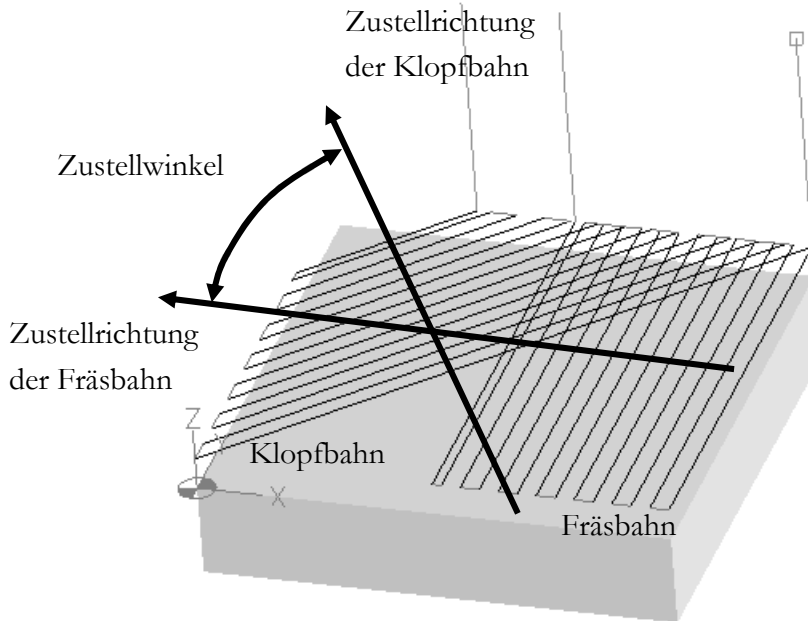


Bild 30: Zustellwinkel zwischen zwei NC-Bahnen

#### 4.2.1 Aufbau, Durchführung und Auswertung der Festklopfversuche

Als Festklopfsystem wurde das pneumatische Schlagwerkzeug P2505 der Fa. Atlas Copco verwendet, das sehr gleichmäßige Schläge produziert und damit eine hohe Reproduzierbarkeit zeigt. Als Träger für das Schlagwerkzeug wurde ein Industrieroboter vom Typ KR150L110 der Fa. Kuka verwendet, der auch für die meisten Produktionsversuche verwendet wurde.

Die Proben hatten eine ebene Oberfläche mit einer Länge von 200 mm und einer Breite von 150 mm. Es wurden jeweils 10 mm breite Felder über die gesamte Werkstückbreite geklopft. Die Vorschubbewegung wurde in Richtung der Längsausdehnung der Felder gelegt. Bild 31 zeigt den Aufbau der Festklopfversuche.

Die Festklopfversuche wurden in zwei Stufen durchgeführt. Zunächst wurden die Parameter Werkstückmaterial, Fräszeile, Kugeldurchmesser, Aufprallenergie und Abdruckabstand in Hauptversuchen vollständig gegeneinander variiert. Anschließend wurden Versuche mit ausgewählten Parameterkombinationen zum Einfluss des Zustell- und Aufprallwinkels durchgeführt. Wegen der großen Anzahl der Einflussgrößen wurden jeweils zwei extreme Instanzen jedes Parameters für die Hauptversuche ausgewählt, um signifikante Unterschiede zu finden.

- Werkstückmaterialien: 1.2358 / ZnAl4Cu3
- Zeilensprung der Fräsbearbeitung: 0,4 mm / 0,8 mm
- Kugeldurchmesser: 8 mm / 20 mm
- Aufprallenergie: 0,7 mJ / 0,35 mJ
- Abdruckabstände: 0,2 mm / 0,4 mm

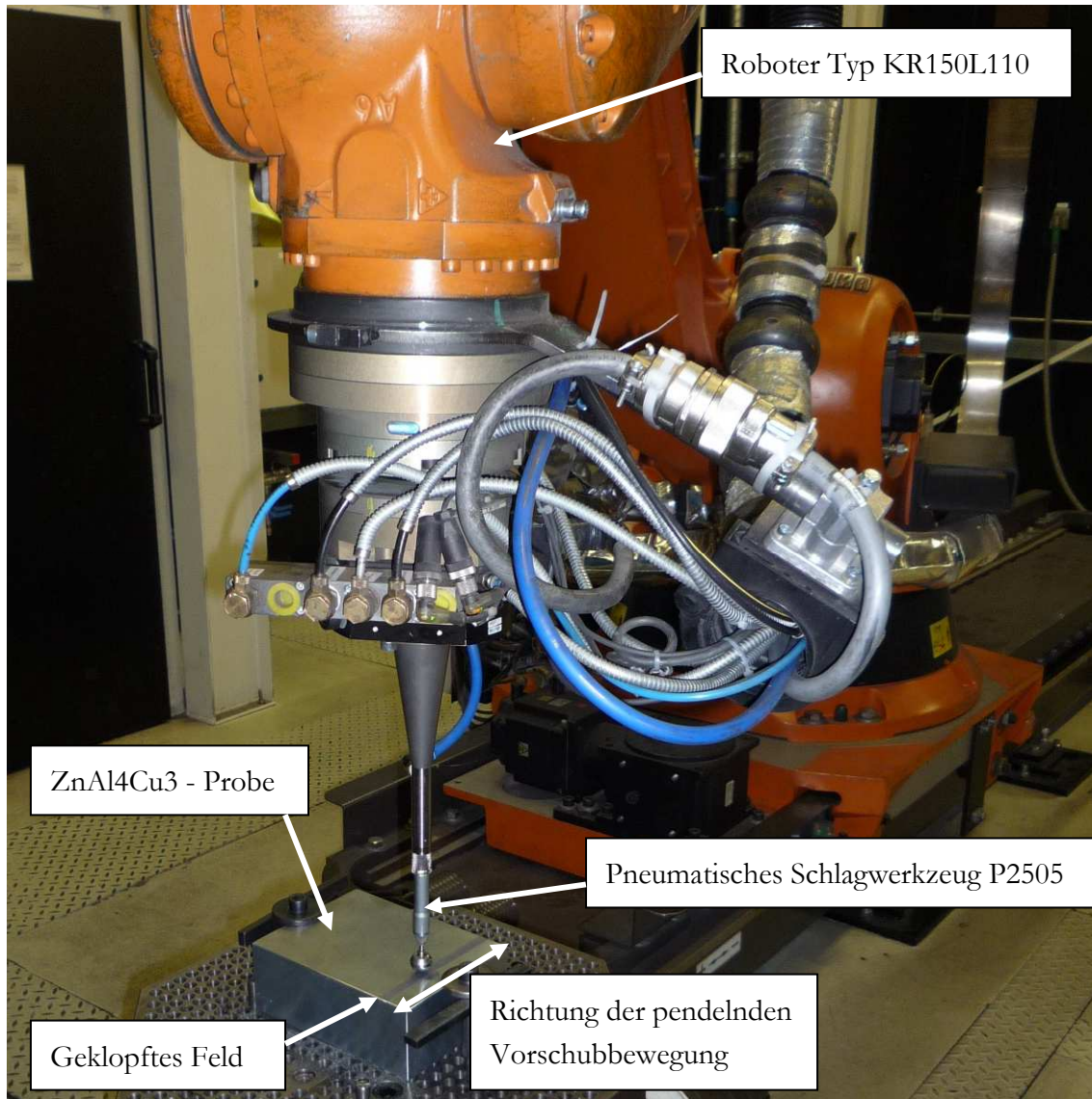


Bild 31: Aufbau der Festklopfversuche

Von den Materialien, die für Funktionsflächen von Umformwerkzeugen verwendet werden und schon bei den Aufprallversuchen getestet wurden, hatte 1.2358 die höchste und ZnAl4Cu3 die geringste Festigkeit.

Die Rauheit von kugelgefrästen Oberflächen hängt stark vom Zeilensprung der Fräsbearbeitung ab. Um zwei deutlich unterschiedliche Rauheiten zu erzeugen, wurde die eine Hälfte der Proben mit dem im Betriebsmittelbau des Mercedes-Benz Werk Sindelfingen üblichen Zeilensprung für das HSC-Schlichten von 0,4 mm und die andere Hälfte mit dem doppelten Zeilensprung von 0,8 mm gefräst. Beide Oberflächengüten wurden mit einem Ø12 mm Kugelfräser hergestellt. Aus dem Zeilensprung und dem Durchmesser des Kugelfräasers ergibt sich laut Gleichung 1 die theoretische Rautiefe der feineren Oberfläche zu  $R_{th} = 3,3 \mu\text{m}$  und der gröberen Oberfläche zu  $R_{th} = 13,3 \mu\text{m}$ . Als Klopfkugeln wurden die kleinste Kugel (Ø8 mm) und die größte Kugel (Ø20 mm) verwendet, die für das pneumatische Festklopfsystem angeboten werden. Es handelt sich

wie beim elektrodynamischen Festklopfsystem um Vollhartmetallkugeln mit 15% Cobalt Anteil.

Für die Festklopfversuche wurde zum einen mit 0,7 mJ die höchste Aufprallenergie die unter den gegebenen Randbedingungen bei allen Versuchen erreicht werden konnte und zum anderen mit 0,35 mJ die Hälfte davon gewählt. Da die Aufprallenergie unter anderem vom Betriebsdruck, von der Masse der Kugel und damit von ihrem Durchmesser abhängt, wurden die zu wählenden Eingangsgrößen aus der numerischen Lösung der Bewegungsgleichungen des Festklopfsystems hergeleitet. Die Bewegungsgleichungen des pneumatischen Festklopfsystems wurden von André Feklistow im Rahmen seiner Bachelorarbeit [50] aufgestellt, mit Hilfe der Berechnungssoftware Matlab gelöst und experimentell verifiziert. Das verwendete Schwingungsmodell wird im Abschnitt 6.6.3 *Pneumatisches Festklopfsystem* im Detail vorgestellt. Zur Variation des Abdruckabstands wurden die Werte 0,4 mm und 0,2 mm gewählt. Der Abdruckabstand wurde in Zustellrichtung über den Zeilensprung und in Vorschubrichtung bei gegebener Frequenz über die Vorschubgeschwindigkeit gesteuert. Alle Hauptversuche wurden mit einem Aufprallwinkel von  $90^\circ$  und einem Zustellwinkel von  $90^\circ$  durchgeführt.

Die Versuche zur Ermittlung des Einflusses von Zustell- und Aufprallwinkel wurden wegen der Vielzahl der Kombinationsmöglichkeiten nur an Proben aus dem Material 1.2358 mit einer Fräseile von 0,4 mm durchgeführt. Die Variation des Zustell- und Aufprallwinkels wurde mit jeweils zwei Parameterkombinationen durchgeführt.

- Parameterkombination 1
  - Kugeldurchmesser 20 mm
  - Abdruckabstand 0,2 mm
  - Aufprallenergie 0,35 mJ
  
- Parameterkombination 2
  - Kugeldurchmesser 8 mm
  - Abdruckabstand 0,2 mm
  - Aufprallenergie 0,7 mJ

Parameterkombination 1 führte in den Hauptversuchen zu einer gleichmäßigen Rauheit in Vorschub- und Zustellrichtung und Parameterkombination 2 führte zu einer ausgeprägten Rilligkeit nach der Festklopfbearbeitung. Zur Bestimmung des Einflusses des Zustellwinkels auf die Einglättung wurden jeweils Felder mit einem Zustellwinkel von  $0^\circ$ ,  $15^\circ$ ,  $30^\circ$ ,  $45^\circ$ ,  $60^\circ$ ,  $75^\circ$  und  $90^\circ$  geklopft. Die Versuche zur Untersuchung des Aufprallwinkels wurden mit den Aufprallwinkeln  $45^\circ$ ,  $60^\circ$ ,  $75^\circ$  und  $90^\circ$  durchgeführt.

Bei allen Festklopfversuchen wurde ein konstanter Klopfspalt von 0,1 mm eingestellt. Der Klopfspalt entspricht dem durch das Werkstück und innere Anschläge des Festklopfsystems begrenzten Stößelhub. Der Klopfspalt wurde mit 0,1 mm so gewählt, dass er unter allen Versuchsbedingungen kleiner als der geringste freie Hub des Festklopfsystems ist, da sonst das Werkstück nicht getroffen wird.

Vor und nach der Festklopfbearbeitung wurde jeweils die mittlere Rauheit  $R_a$  über das Tastschnittverfahren bestimmt und die Brinell-Härte HBW frontal gegen die Werkstückoberfläche gemessen. Im nachfolgenden Abschnitt 4.2.2 *Ergebnisse der Festklopfversuche* werden jeweils die Mittelwerte von 6 Rauheitsmessungen bzw. 6 Härtemessungen vorgestellt.

Da die Oberflächenstruktur sowohl nach der Fräsbearbeitung als auch nach der Festklopfbearbeitung deutliche Rillen aufweisen kann, hängt das Profil der aufgenommenen Tastschnitte stark von der Richtung des Schnitts bezogen auf die Vorschubrichtung der Fräs- bzw. Klopfbearbeitung ab. Deswegen wurde die mittlere Rauheit anhand von Tastschnittprofilen bestimmt, die parallel ( $R_{a\parallel}$ ) und senkrecht ( $R_{a\perp}$ ) zur Vorschubbewegung der Klopfbearbeitung lagen. Die Richtung der Tastschnitte zur Vorschubbewegung der Fräsbearbeitung ergibt sich damit aus dem jeweiligen Zustellwinkel.

Sowohl die Rauheit als auch die Brinell-Härte wurden in der Mitte der festgeklopften Felder gemessen, damit das Ergebnis nicht durch die reduzierte Vorschubgeschwindigkeiten in der Umgebung der Wendepunkte beeinflusst wird. Die 6 Wiederholungsmessungen jeweils vor und nach der Festklopfbearbeitung wurden nicht an der exakt gleichen Stelle sondern in einem engen Bereich von 10 mm x 10 mm mit ausreichendem Abstand voneinander durchgeführt, um die Messergebnisse nicht durch den Einfluss der Brinell-Abdrücke auf die Oberflächenstruktur und Randschichthärte zu verfälschen. Bild 32 zeigt die festgeklopften Felder, die Messbereiche und die Bearbeitungsrichtungen anhand der Probe aus 1.2358, die mit verschiedenen Aufprallwinkeln festgeklopft wurde.

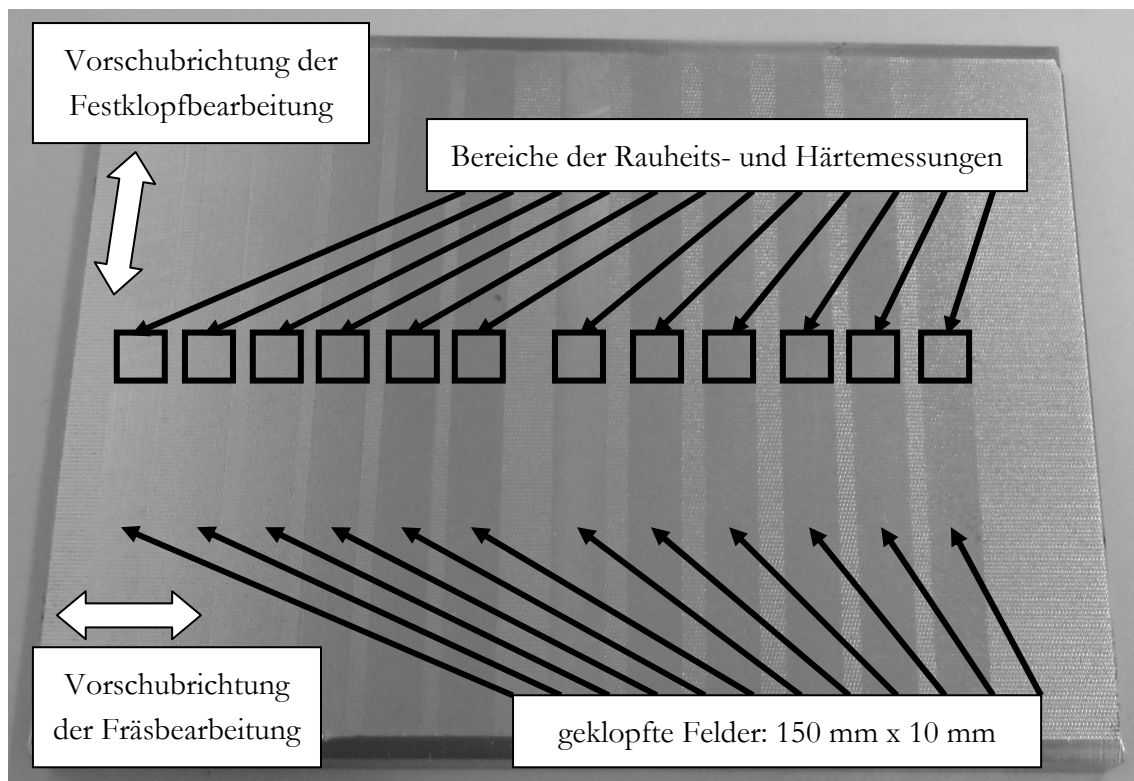


Bild 32: Probe der Festklopfversuche mit verschiedenen Aufprallwinkeln

Für ausgewählte Felder wurden zusätzlich optische Topographien erstellt und Mikrovickers-Härteprofile in der Randschicht aufgenommen. Tabelle 3 zeigt die jeweils gewählten Messeinstellungen.

Tabelle 3: Messeinstellungen für Auswertung der Festklopfversuche

Taktile Rauheitsmessung	
Messgerät	Hommel Tester T1000
Taststrecke	4,8 mm
Cut-Off-Wert	0,8 mm
Optische Topographie	
Messgerät	FRT MicroSpy Topo
Methode	Konfokalmikroskopie
Vergrößerung	20x
Größe des Messfeldes	3,2 mm x 3,2 mm (= 30 überlappend zusammengesetzte Einzelmessfelder je 0,76 mm x 0,56 mm)
Auflösung	xy: 1 µm / z: 3 nm
Filter & Kompensation	ungefiltert, Ebene kompensiert
Brinell-Härtemessung*	
Messgerät	Reicherter Stiefelmayer UH3
Kugelradius	2,5 mm
Prüfkraft	62,5 kp bei 1.2358 / 31,25 kp bei ZnAl4Cu3
Eindruckhaltezeit	5 s
Mikrovickers-Härtemessung	
Messgerät	Leco Microindentation Testing System LM-100
Prüfkraft	0,1 kp
Eindruckhaltezeit	10 s
Eindruckabstand	0,2 mm

\* Wegen der geringen Ausdehnung der verfestigten Randschicht wurden eine relativ große Kugel, eine kurze Belastungsdauer und kleine Prüfkraft verwendet.

#### 4.2.2 Ergebnisse der Festklopfversuche

In diesem Abschnitt werden zunächst die Ergebnisse der Hauptversuche mit senkrechtem Zustell- und Aufprallwinkel sortiert nach den vier verwendeten Probekörpern (aus ZnAl4Cu3 und 1.2358 jeweils mit Fräszeile 0,4 mm und Fräszeile 0,8 mm) vorgestellt und anschließend werden die Versuchsergebnisse zum Einfluss des Zustell- und Aufprallwinkels präsentiert. Tabelle 4 zeigt die Mittelwerte von jeweils 6 taktilen Rauheitsmessungen und 6 Brinell-Härtemessungen für die Versuche mit der Probe aus ZnAl4Cu3, die mit einem Zeilensprung von 0,4 mm gefräst wurde.

Tabelle 4: Ergebnisse der taktilen Rauheitsmessungen und der Brinell-Härtemessungen für Material ZnAl4Cu3, Fräszeile 0,4 mm, Zustellwinkel 90°, Aufprallwinkel 90°

Variierte Festklopfparameter			Gemittelte Messwerte	
Kugeldurchmesser	Abdruckabstand	Aufprallenergie	vor der Festklopfbearbeitung	nach der Festklopfbearbeitung
20 mm	0,2 mm	0,35 mJ	$R_{a\parallel} = 1,48 \mu\text{m}$	$R_{a\parallel} = 0,40 \mu\text{m}$
			$R_{a\perp} = 0,64 \mu\text{m}$	$R_{a\perp} = 0,54 \mu\text{m}$
			105 HBW	120 HBW
20 mm	0,2 mm	0,7 mJ	$R_{a\parallel} = 1,49 \mu\text{m}$	$R_{a\parallel} = 0,36 \mu\text{m}$
			$R_{a\perp} = 0,69 \mu\text{m}$	$R_{a\perp} = 0,50 \mu\text{m}$
			109 HBW	121 HBW
20 mm	0,4 mm	0,35 mJ	$R_{a\parallel} = 1,58 \mu\text{m}$	$R_{a\parallel} = 0,52 \mu\text{m}$
			$R_{a\perp} = 0,56 \mu\text{m}$	$R_{a\perp} = 0,63 \mu\text{m}$
			108 HBW	117 HBW
20 mm	0,4 mm	0,7 mJ	$R_{a\parallel} = 1,51 \mu\text{m}$	$R_{a\parallel} = 0,94 \mu\text{m}$
			$R_{a\perp} = 0,72 \mu\text{m}$	$R_{a\perp} = 0,87 \mu\text{m}$
			114 HBW	123 HBW
8 mm	0,2 mm	0,35 mJ	$R_{a\parallel} = 1,50 \mu\text{m}$	$R_{a\parallel} = 0,46 \mu\text{m}$
			$R_{a\perp} = 0,68 \mu\text{m}$	$R_{a\perp} = 1,32 \mu\text{m}$
			106 HBW	127 HBW
8 mm	0,2 mm	0,7 mJ	$R_{a\parallel} = 1,47 \mu\text{m}$	$R_{a\parallel} = 0,49 \mu\text{m}$
			$R_{a\perp} = 0,77 \mu\text{m}$	$R_{a\perp} = 1,43 \mu\text{m}$
			108 HBW	127 HBW
8 mm	0,4 mm	0,35 mJ	$R_{a\parallel} = 1,53 \mu\text{m}$	$R_{a\parallel} = 0,68 \mu\text{m}$
			$R_{a\perp} = 0,65 \mu\text{m}$	$R_{a\perp} = 2,29 \mu\text{m}$
			111 HBW	122 HBW
8 mm	0,4 mm	0,7 mJ	$R_{a\parallel} = 1,54 \mu\text{m}$	$R_{a\parallel} = 0,61 \mu\text{m}$
			$R_{a\perp} = 0,58 \mu\text{m}$	$R_{a\perp} = 2,57 \mu\text{m}$
			109 HBW	125 HBW

Nach der Fräsbearbeitung lag die mittlere Rauheit  $R_a$  parallel zur Klopfvorschubrichtung (und damit senkrecht zu den Fräszeilen) zwischen  $1,47\text{ }\mu\text{m}$  und  $1,58\text{ }\mu\text{m}$ . Parallel zu den Fräszeilen war die mittlere Rauheit  $R_a$  mit Werten zwischen  $0,56\text{ }\mu\text{m}$  und  $0,77\text{ }\mu\text{m}$  verfahrenstypisch deutlich geringer.

Die geringste mittlere Rauheit nach der Festklopfbearbeitung wurde mit einem Kugeldurchmesser von 20 mm und einem Abdruckabstand von 0,2 mm erzielt. Dabei war der Einfluss der Aufprallenergie gering. Die relative Einglättung beider Felder lag bei durchschnittlich 58%. Insgesamt zeigten die Felder, die mit einem Kugeldurchmesser von 20 mm geklopft wurden, eine Einglättung gegenüber dem gefrästen Zustand und eine Verringerung des Rauheitsunterschieds zwischen den beiden Messrichtungen.

Im Gegensatz dazu wiesen Felder, die mit einem Kugeldurchmesser von 8 mm geklopft wurden, einen größeren Unterschied zwischen  $R_{a\parallel}$  und  $R_{a\perp}$  im Vergleich zur Fräsbearbeitung auf. Während vor der Festklopfbearbeitung die größere Rauheit parallel zur Klopfvorschubrichtung gemessen wurde, war die Rauheit nach der Festklopfbearbeitung senkrecht zur Klopfvorschubrichtung größer. Im Durchschnitt zeigten die mit Kugeldurchmesser 8 mm geklopften Felder keine wesentliche Einglättung und teilweise sogar Aufrauung im Vergleich zur Fräsbearbeitung.

In jedem Fall wurden beim Festklopfen mit einem Abdruckabstand von 0,2 mm feinere Oberflächen erreicht als mit einem Abdruckabstand von 0,4 mm. Der Einfluss der Aufprallenergie war unter den gegebenen Randbedingungen geringer als der Einfluss des Kugeldurchmessers und des Abdruckabstands und zeigte keine klare Tendenz.

Vor der Festklopfbearbeitung lag die Brinell-Härte der mit Zeilensprung 0,4 mm gefrästen Probe aus ZnAl4Cu3 zwischen 105 HBW und 114 HBW. Durch Festklopfbearbeitung wurde die Härte in der Randschicht im Mittel um 14 HBW bzw. 13% gesteigert. Dabei wurden durch die Verwendung der höheren Aufprallenergie, der kleineren Kugel und des geringeren Abdruckabstands größere Endhärten erreicht. Die geringste Endhärte von 117 HBW wurde bei dem Feld gemessen, das mit einer Aufprallenergie von 0,35 mJ, einem Kugeldurchmesser von 20 mm und einem Abdruckabstand von 0,4 mm geklopft wurde. Dagegen wurde die höchste Endhärte von 127 HBW bei den beiden Feldern, die mit einem Kugeldurchmesser von 8 mm und einem Abdruckabstand von 0,2 mm geklopft wurden, gemessen.

Zusätzlich zu den frontalen Brinell-Härtemessungen wurden auch Mikrovickers-Härteprofile aufgenommen, um die Wirttiefe der Verfestigung in Abhängigkeit von den Festklopfparametern zu ermitteln. Nachfolgend wird eine Auswahl der Profile vorgestellt, die an der mit Zeilensprung 0,4 mm gefrästen Probe aus ZnAl4Cu3 aufgenommen wurden. Alle Härteprofile der festgeklopften Felder zeigten bei dem Material ZnAl4Cu3 eine deutliche Härtesteigerung in der Randschicht mit einer annähernd linearen Abnahme zur Grundhärte. Die Festklopfbearbeitung der Proben aus 1.2358 führte zu einer durchschnittlichen Härtesteigerung von nur 3%. Deswegen war bei den Mikrovickers-Härteprofilen dieser Proben kein so klarer Härtegradient zu erkennen.

Bild 33 zeigt die Härteprofile eines mit Kugeldurchmesser 8 mm und eines mit Kugeldurchmesser 20 mm geklopften Feldes im Vergleich. Die Festklopfbearbeitung mit dem kleineren Kugeldurchmesser führte zu einer höheren Maximalhärte von 134 HV<sub>0,1</sub> und einer größeren Wirtiefe von 0,8 mm gegenüber einer Maximalhärte von 129 HV<sub>0,1</sub> und einer Wirtiefe von 0,4 mm, die mit der größeren Kugel erreicht wurden. Als Wirtiefe wird der größte Abstand von der Oberfläche bezeichnet bei dem die Härte noch oberhalb des Toleranzbandes der Grundhärte (110 - 123 HV<sub>0,1</sub>) liegt.

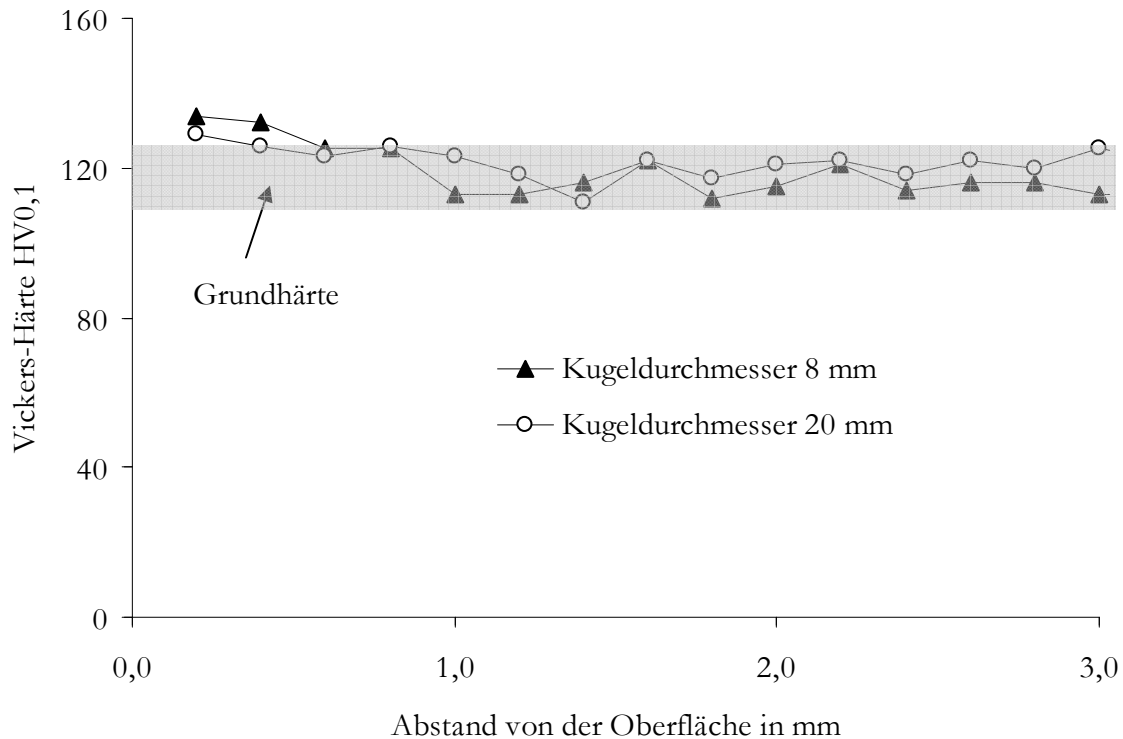


Bild 33: Mikrovickers-Härteprofil (Material ZnAl4Cu3 / Fräszeile 0,4 mm / Aufprallenergie 0,7 mJ / Abdruckabstand 0,4 mm)

Bild 34 zeigt eine Gegenüberstellung zweier Härteprofile von Feldern, die mit unterschiedlichen Aufprallenergien geklopft wurden. Das mit der höheren Aufprallenergie von 0,7 mJ gekloppte Feld besitzt eine höhere Maximalhärte von 139 HV<sub>0,1</sub> und eine größere Wirtiefe von 0,8 mm im Vergleich zu der Maximalhärte von 138 HV<sub>0,1</sub> und der Wirtiefe von 0,6 mm des mit einer Aufprallenergie von 0,35 mJ geklopften Feldes. Der Unterschied bei der Maximalhärte und der Wirtiefe ist deutlich geringer als bei den Feldern, die mit unterschiedlichen Kugeldurchmessern geklopft wurden.

In Bild 35 werden zwei Härteprofile von Feldern verglichen, die mit unterschiedlichen Abdruckabständen geklopft wurden. Das Feld mit dem geringeren Abdruckabstand von 0,2 mm weist eine höhere Maximalhärte von 138 HV<sub>0,1</sub> und eine größere Wirtiefe von 1 mm als das Feld mit einem Abdruckabstand von 0,4 mm auf. Das Feld mit dem größeren Abdruckabstand besitzt eine Maximalhärte von 129 HV<sub>0,1</sub> und eine Wirtiefe von 0,4 mm.



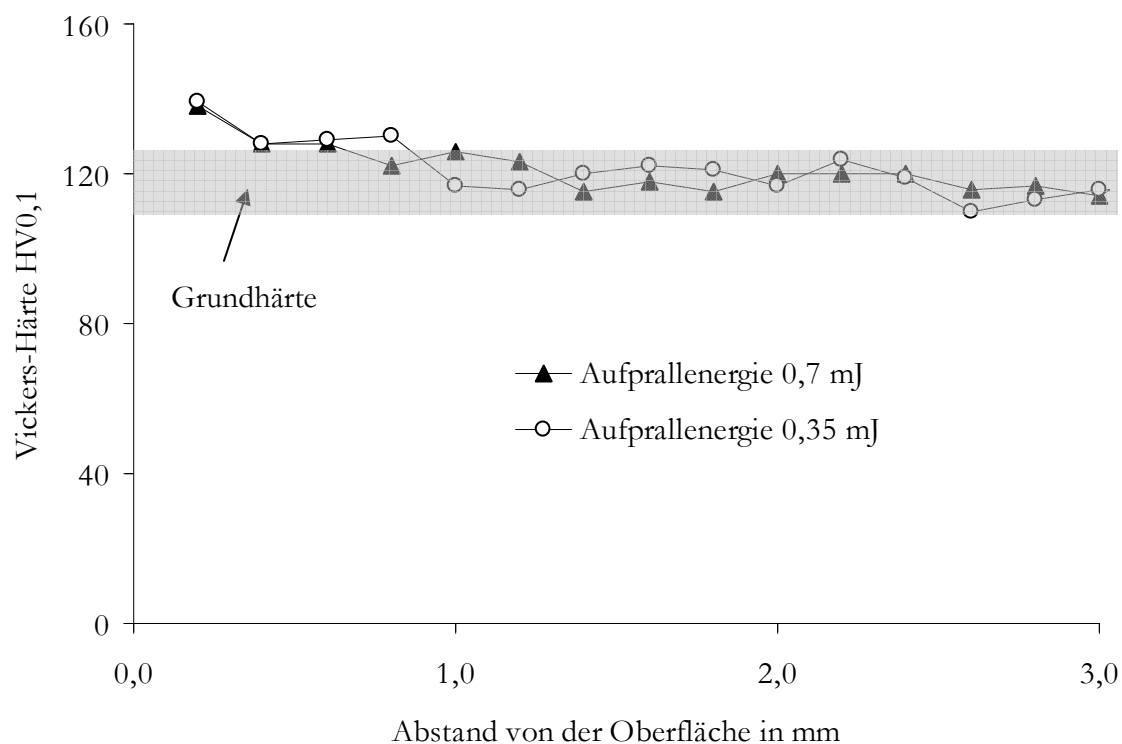


Bild 34: Mikrovickers-Härteprofil (Material ZnAl4Cu3 / Fräszeile 0,4 mm / Kugeldurchmesser 8 mm / Abdruckabstand 0,2 mm)

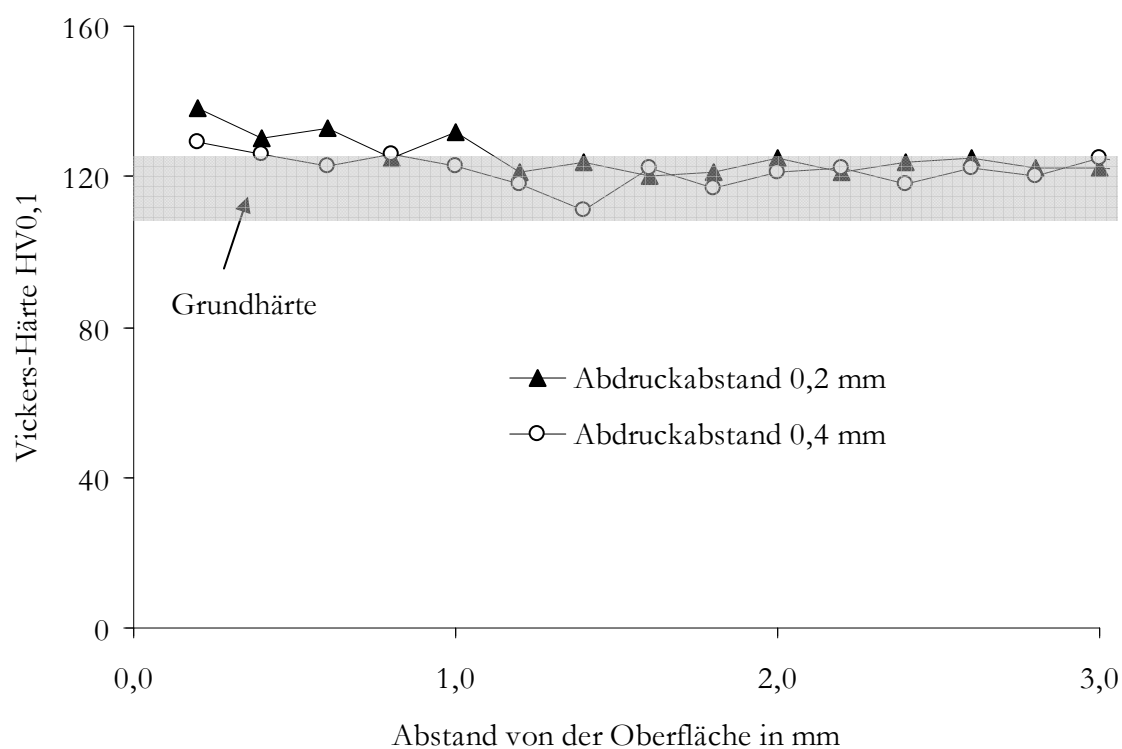


Bild 35: Mikrovickers-Härteprofil (Material ZnAl4Cu3 / Fräszeile 0,4 mm / Aufprallenergie 0,7 mJ / Kugeldurchmesser 20 mm)

Tabelle 5 zeigt die Ergebnisse der taktilen Rauheitsmessungen und der Brinell-Härtemessungen für die Versuche mit der Probe aus ZnAl4Cu3, die mit einem Zeilensprung von 0,8 mm gefräst wurde.

Tabelle 5: Ergebnisse der taktilen Rauheitsmessungen und der Brinell-Härtemessungen für Material ZnAl4Cu3, Fräszeile 0,8 mm, Zustellwinkel 90°, Aufprallwinkel 90°

Variierte Festklopfparameter			Gemittelte Messwerte	
Kugeldurchmesser	Abdruckabstand	Aufprallenergie	vor der Festklopfbearbeitung	nach der Festklopfbearbeitung
20 mm	0,2 mm	0,35 mJ	$R_{a\parallel} = 2,06 \mu\text{m}$	$\rightarrow R_{a\parallel} = 0,64 \mu\text{m}$
			$R_{a\perp} = 0,65 \mu\text{m}$	$\rightarrow R_{a\perp} = 0,45 \mu\text{m}$
			110 HBW	$\rightarrow$ 116 HBW
20 mm	0,2 mm	0,7 mJ	$R_{a\parallel} = 2,42 \mu\text{m}$	$\rightarrow R_{a\parallel} = 0,66 \mu\text{m}$
			$R_{a\perp} = 0,57 \mu\text{m}$	$\rightarrow R_{a\perp} = 0,48 \mu\text{m}$
			116 HBW	$\rightarrow$ 120 HBW
20 mm	0,4 mm	0,35 mJ	$R_{a\parallel} = 2,50 \mu\text{m}$	$\rightarrow R_{a\parallel} = 1,33 \mu\text{m}$
			$R_{a\perp} = 0,63 \mu\text{m}$	$\rightarrow R_{a\perp} = 0,70 \mu\text{m}$
			110 HBW	$\rightarrow$ 116 HBW
20 mm	0,4 mm	0,7 mJ	$R_{a\parallel} = 2,39 \mu\text{m}$	$\rightarrow R_{a\parallel} = 0,99 \mu\text{m}$
			$R_{a\perp} = 0,58 \mu\text{m}$	$\rightarrow R_{a\perp} = 0,61 \mu\text{m}$
			114 HBW	$\rightarrow$ 115 HBW
8 mm	0,2 mm	0,35 mJ	$R_{a\parallel} = 2,21 \mu\text{m}$	$\rightarrow R_{a\parallel} = 0,60 \mu\text{m}$
			$R_{a\perp} = 0,61 \mu\text{m}$	$\rightarrow R_{a\perp} = 1,00 \mu\text{m}$
			112 HBW	$\rightarrow$ 129 HBW
8 mm	0,2 mm	0,7 mJ	$R_{a\parallel} = 2,07 \mu\text{m}$	$\rightarrow R_{a\parallel} = 0,57 \mu\text{m}$
			$R_{a\perp} = 0,55 \mu\text{m}$	$\rightarrow R_{a\perp} = 1,13 \mu\text{m}$
			114 HBW	$\rightarrow$ 129 HBW
8 mm	0,4 mm	0,35 mJ	$R_{a\parallel} = 2,49 \mu\text{m}$	$\rightarrow R_{a\parallel} = 0,70 \mu\text{m}$
			$R_{a\perp} = 0,53 \mu\text{m}$	$\rightarrow R_{a\perp} = 2,03 \mu\text{m}$
			112 HBW	$\rightarrow$ 118 HBW
8 mm	0,4 mm	0,7 mJ	$R_{a\parallel} = 2,12 \mu\text{m}$	$\rightarrow R_{a\parallel} = 0,96 \mu\text{m}$
			$R_{a\perp} = 0,59 \mu\text{m}$	$\rightarrow R_{a\perp} = 1,82 \mu\text{m}$
			115 HBW	$\rightarrow$ 123 HBW

Erwartungsgemäß ist die mittlere Rauheit  $R_a$  nach der Fräsbearbeitung parallel zur Klopfvorschubrichtung mit Werten zwischen  $2,06 \mu\text{m}$  und  $2,50 \mu\text{m}$  deutlich größer als bei der Probe, die mit einem Zeilensprung von 0,4 mm gefräst wurde. Dagegen ist bei der

senkrecht dazu aufgenommenen mittleren Rauheit  $R_a$  mit Werten zwischen  $0,53 \mu\text{m}$  und  $0,65 \mu\text{m}$  kein deutlicher Unterschied zur vorherigen Probe festzustellen.

Die größte Einglättung durch Festklopfen wurde wie bei der Probe mit Fräszeile  $0,4 \text{ mm}$  durch die Parameterkombination aus  $20 \text{ mm}$  Kugeldurchmesser und  $0,2 \text{ mm}$  Abdruckabstand erreicht. Auch hier war der Einfluss der Aufprallenergie gering und die durchschnittliche Einglättung beider Felder lag bei  $61\%$ . Alle Felder, die mit einem Kugeldurchmesser von  $20 \text{ mm}$  geklopft wurden, zeigten eine deutliche Einglättung. Die rillige Oberflächenstruktur, die durch die Fräsbearbeitung eingebracht wurde, ist im Gegensatz zur feiner gefrästen  $\text{ZnAl4Cu3}$  Probe noch deutlich messbar.

Die Felder, die mit einem Kugeldurchmesser von  $8 \text{ mm}$  geklopft wurde, zeigen wieder eine stärkere Oberflächenrauheit als die Felder, die mit Kugeldurchmesser  $20 \text{ mm}$  geklopft wurden. Auch hier führte die Festklopfbearbeitung mit Kugeldurchmesser  $8 \text{ mm}$  zu einer Änderung des Rillenverlaufs gegenüber der Fräsbearbeitung. Analog zur feiner gefrästen  $\text{ZnAl4Cu}$  Probe führte ein Abdruckabstand von  $0,2 \text{ mm}$  zu einer stärkeren Einglättung als ein Abdruckabstand von  $0,4 \text{ mm}$  und der Einfluss der Aufprallenergie ist geringer als der Einfluss der anderen getesteten Parameter.

Zusätzlich zu den taktilen Rauheitsmessungen wurden Topographien von ausgewählten Feldern mit einem Konfokalmikroskop aufgenommen, um die jeweilige Änderung der Oberflächenstruktur durch die Festklopfbearbeitung zu veranschaulichen. Bild 36 zeigt die Ausgangsoberfläche der Probe aus  $\text{ZnAl4Cu3}$  nach der Fräsbearbeitung mit einem Kugelfräser  $\varnothing 12 \text{ mm}$  und einem Zeilensprung von  $0,8 \text{ mm}$ . Die durch Festklopfbearbeitung dieser Oberfläche erzeugten Strukturen sind in Bild 37 für verschiedene Parameterkombinationen dargestellt.

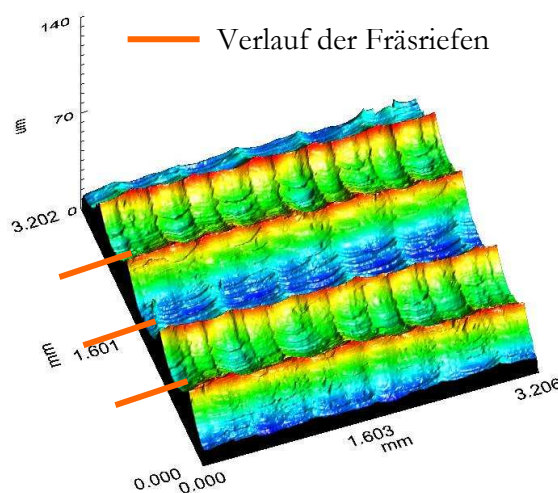


Bild 36: Topographie der mit Kugelfräser  $\varnothing 12 \text{ mm}$  und Zeilensprung  $0,8 \text{ mm}$  gefrästen Probe aus Material  $\text{ZnAl4Cu3}$

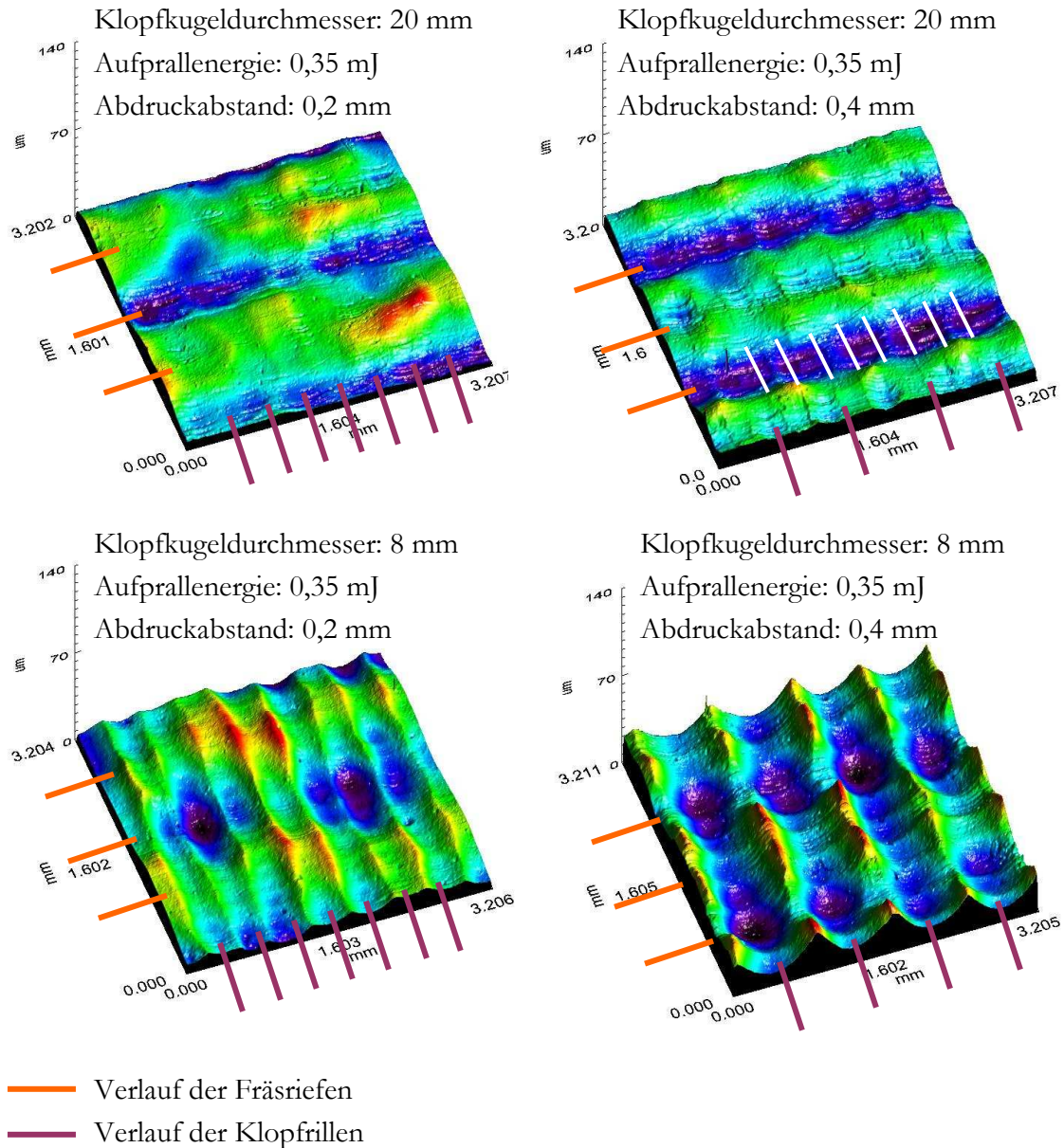


Bild 37: Topographien der mit verschiedenen Parametersätzen geklopften Probe aus Material ZnAl4Cu3

Der sichtbare Abstand der Klopfrillen hat in etwa den doppelten Wert des programmierten Abdruckabstands, während der Abstand der Fräsriefen der programmierten Fräszeile entspricht. Diese Beobachtung lässt darauf schließen, dass die Klopfkugel unter Umständen von der vorher erzeugten Rille geführt wird und unter den gegebenen Randbedingungen nur bei jeder zweiten Bahn eine neue Rille erzeugt wird. Die Topographie des Feldes, das mit einem Kugeldurchmesser von 20 mm und einem Abdruckabstand von 0,4 mm geklopft wurde, lässt erkennen, dass jede Klopfrille durch zwei versetzte Klopfbahnen erzeugt wurde (gekennzeichnet durch weiße Linien). Die Führung der Klopfkugel durch vorher erzeugte Klopfrillen erklärt den taktil gemessenen Rauheitsunterschied in Vorschub- und Zustellrichtung und wurde bei den

Festklopfversuchen dadurch begünstigt, dass die gewählten Abdruckabstände in der Größenordnung des Spiels der Klopfkugel lagen und kleiner als die jeweiligen Abdruckdurchmesser waren.

Die Oberflächenrauheit der mit Kugeldurchmesser 20 mm geklopften Felder wird durch das Profil der unvollständig eingeglätteten Fräsriefen dominiert, während die durch Festklopfen erzeugten Materialanhäufungen bei den mit Kugeldurchmesser 8 mm geklopften Feldern dominant sind. Beide Effekte sind bei den Feldern, die mit einem Abdruckabstand von 0,4 mm geklopft wurden, ausgeprägter als bei den Feldern, die mit einem Abdruckabstand von 0,2 mm geklopft wurden.

Die Brinell-Härte der mit Zeilensprung 0,8 mm gefrästen Probe aus ZnAl4Cu3 lag mit Werten zwischen 110 HBW und 116 HBW im Mittel 4 HBW über der Härte der feiner gefrästen Probe. Die gröbere Fräsbearbeitung hatte in diesem Fall einen messbaren Einfluss auf die Kaltverfestigung. Da sich die durchschnittliche Härte beider Proben nach der Festklopfbearbeitung kaum voneinander unterschied, wurde bei der gröber gefrästen Probe eine geringere mittlere Härtesteigerung von 8 HBW bzw. 7% festgestellt. Analog zur feiner gefrästen Probe wurde die Erzeugung einer großen Endhärte durch Festklopfbearbeitung mit einer hohen Aufprallenergie, einer kleinen Kugel und einem geringen Abdruckabstand begünstigt.

Tabelle 6 zeigt die Ergebnisse der taktilen Rauheitsmessungen und der Brinell-Härtemessungen für die Versuche mit der Probe aus 1.2358, die mit einem Zeilensprung von 0,4 mm gefräst wurde.

Tabelle 6: Ergebnisse der taktilen Rauheitsmessungen und der Brinell-Härtemessungen für Material 1.2358, Fräszeile 0,4 mm, Zustellwinkel 90°, Aufprallwinkel 90°

Variierte Festklopfparameter			Gemittelte Messwerte	
Kugeldurchmesser	Abdruckabstand	Aufprallenergie	vor der Festklopfbearbeitung	nach der Festklopfbearbeitung
20 mm	0,2 mm	0,35 mJ	$R_{a\parallel} = 1,55 \mu\text{m}$	$\rightarrow R_{a\parallel} = 0,49 \mu\text{m}$
			$R_{a\perp} = 0,85 \mu\text{m}$	$\rightarrow R_{a\perp} = 0,42 \mu\text{m}$
			295 HBW	$\rightarrow$ 302 HBW
20 mm	0,2 mm	0,7 mJ	$R_{a\parallel} = 1,57 \mu\text{m}$	$\rightarrow R_{a\parallel} = 0,50 \mu\text{m}$
			$R_{a\perp} = 0,72 \mu\text{m}$	$\rightarrow R_{a\perp} = 0,56 \mu\text{m}$
			297 HBW	$\rightarrow$ 305 HBW
20 mm	0,4 mm	0,35 mJ	$R_{a\parallel} = 1,36 \mu\text{m}$	$\rightarrow R_{a\parallel} = 0,71 \mu\text{m}$
			$R_{a\perp} = 1,07 \mu\text{m}$	$\rightarrow R_{a\perp} = 1,11 \mu\text{m}$
			290 HBW	$\rightarrow$ 298 HBW
20 mm	0,4 mm	0,7 mJ	$R_{a\parallel} = 1,68 \mu\text{m}$	$\rightarrow R_{a\parallel} = 0,76 \mu\text{m}$
			$R_{a\perp} = 1,45 \mu\text{m}$	$\rightarrow R_{a\perp} = 0,62 \mu\text{m}$
			292 HBW	$\rightarrow$ 304 HBW
8 mm	0,2 mm	0,35 mJ	$R_{a\parallel} = 1,53 \mu\text{m}$	$\rightarrow R_{a\parallel} = 0,50 \mu\text{m}$
			$R_{a\perp} = 1,42 \mu\text{m}$	$\rightarrow R_{a\perp} = 0,96 \mu\text{m}$
			291 HBW	$\rightarrow$ 304 HBW
8 mm	0,2 mm	0,7 mJ	$R_{a\parallel} = 1,50 \mu\text{m}$	$\rightarrow R_{a\parallel} = 0,46 \mu\text{m}$
			$R_{a\perp} = 1,22 \mu\text{m}$	$\rightarrow R_{a\perp} = 1,05 \mu\text{m}$
			294 HBW	$\rightarrow$ 305 HBW
8 mm	0,4 mm	0,35 mJ	$R_{a\parallel} = 1,46 \mu\text{m}$	$\rightarrow R_{a\parallel} = 0,91 \mu\text{m}$
			$R_{a\perp} = 0,87 \mu\text{m}$	$\rightarrow R_{a\perp} = 1,29 \mu\text{m}$
			292 HBW	$\rightarrow$ 299 HBW
8 mm	0,4 mm	0,7 mJ	$R_{a\parallel} = 1,57 \mu\text{m}$	$\rightarrow R_{a\parallel} = 0,70 \mu\text{m}$
			$R_{a\perp} = 1,56 \mu\text{m}$	$\rightarrow R_{a\perp} = 1,38 \mu\text{m}$
			296 HBW	$\rightarrow$ 302 HBW

Die mittlere Rauheit  $R_a$  der Testfelder lag nach der Fräsbearbeitung parallel zur Klopfvorschubrichtung zwischen 1,36  $\mu\text{m}$  und 1,68  $\mu\text{m}$  und senkrecht dazu zwischen 0,72  $\mu\text{m}$  und 1,45  $\mu\text{m}$ .

Die stärkste Oberflächeneinglättung durch Festklopfen wurde wie bei den Proben aus ZnAl<sub>4</sub>Cu<sub>3</sub> mit einem Kugeldurchmesser von 20 mm und einem Abdruckabstand von 0,2 mm erreicht. Die Einglättung der beiden Felder lag bei durchschnittlich 58%, wobei der Einfluss der Aufprallenergie gering ausfiel. Insgesamt wurde mit einem Kugeldurchmesser von 20 mm eine stärkere und gleichmäßigere Einglättung erzielt als mit einem Kugeldurchmesser von 8 mm. Dabei war der Unterschied geringer als bei den Proben aus ZnAl<sub>4</sub>Cu<sub>3</sub>.

Auch bei dieser Probe führte ein Abdruckabstand von 0,2 mm immer zu einer feineren Oberfläche als ein Abdruckabstand von 0,4 mm. Obwohl der Einfluss der Aufprallenergie gering ist, lässt sich erkennen, dass sich eine höhere Aufprallenergie bei kleinem Abdruckabstand negativ und bei großem Abdruckabstand positiv auf die Einglättung auswirkt.

Die Brinell-Härte der mit einem Zeilensprung von 0,4 mm gefrästen Probe aus 1.2358 wurde durch Festklopfbearbeitung von 290 - 297 HBW auf 298 - 305 HBW erhöht. Die mittlere absolute Härtesteigerung fiel mit 9 HBW ähnlich groß aus wie bei den Proben aus ZnAl<sub>4</sub>Cu<sub>3</sub>. Wegen der höheren Grundhärte des Materials 1.2358 lag die mittlere relative Härtesteigerung von 3% deutlich unter den Werten der Proben aus ZnAl<sub>4</sub>Cu<sub>3</sub>. Eine hohe Aufprallenergie und ein geringer Abdruckabstand führten auch bei dieser Probe zu einer höheren Endhärte. Der Kugeldurchmesser hatte einen nur geringen Einfluss und zeigte keine klaren Tendenzen. Die geringste Endhärte von 298 HBW wurde nach Festklopfbearbeitung mit einer Aufprallenergie von 0,35 mJ, einem Abdruckabstand von 0,4 mm und einem Kugeldurchmesser von 20 mm erreicht, während die größte Endhärte von 305 HBW bei beiden Kugelgrößen mit einer Aufprallenergie von 0,7 mJ und einem Abdruckabstand von 0,2 mm erzeugt wurde.

Tabelle 7 zeigt die Ergebnisse der taktilen Rauheitsmessungen und der Brinell-Härtemessungen für die Versuche mit der Probe aus 1.2358, die mit einem Zeilensprung von 0,8 mm gefräst wurde.

Tabelle 7: Ergebnisse der taktilen Rauheitsmessungen und der Brinell-Härtemessungen für Material 1.2358, Fräszeile 0,8 mm, Zustellwinkel 90°, Aufprallwinkel 90°

Variierte Festklopfparameter			Gemittelte Messwerte	
Kugeldurchmesser	Abdruckabstand	Aufprallenergie	vor der Festklopfbearbeitung	nach der Festklopfbearbeitung
20 mm	0,2 mm	0,35 mJ	$R_{a\parallel} = 2,67 \mu\text{m}$	$R_{a\parallel} = 2,51 \mu\text{m}$
			$R_{a\perp} = 1,44 \mu\text{m}$	$R_{a\perp} = 1,26 \mu\text{m}$
			296 HBW	300 HBW
20 mm	0,2 mm	0,7 mJ	$R_{a\parallel} = 2,77 \mu\text{m}$	$R_{a\parallel} = 1,76 \mu\text{m}$
			$R_{a\perp} = 2,42 \mu\text{m}$	$R_{a\perp} = 1,40 \mu\text{m}$
			296 HBW	304 HBW
20 mm	0,4 mm	0,35 mJ	$R_{a\parallel} = 2,90 \mu\text{m}$	$R_{a\parallel} = 2,49 \mu\text{m}$
			$R_{a\perp} = 2,26 \mu\text{m}$	$R_{a\perp} = 1,54 \mu\text{m}$
			296 HBW	297 HBW
20 mm	0,4 mm	0,7 mJ	$R_{a\parallel} = 2,64 \mu\text{m}$	$R_{a\parallel} = 2,13 \mu\text{m}$
			$R_{a\perp} = 1,68 \mu\text{m}$	$R_{a\perp} = 1,28 \mu\text{m}$
			297 HBW	303 HBW
8 mm	0,2 mm	0,35 mJ	$R_{a\parallel} = 2,78 \mu\text{m}$	$R_{a\parallel} = 0,95 \mu\text{m}$
			$R_{a\perp} = 2,10 \mu\text{m}$	$R_{a\perp} = 1,37 \mu\text{m}$
			294 HBW	307 HBW
8 mm	0,2 mm	0,7 mJ	$R_{a\parallel} = 2,71 \mu\text{m}$	$R_{a\parallel} = 1,01 \mu\text{m}$
			$R_{a\perp} = 2,17 \mu\text{m}$	$R_{a\perp} = 1,10 \mu\text{m}$
			295 HBW	305 HBW
8 mm	0,4 mm	0,35 mJ	$R_{a\parallel} = 2,54 \mu\text{m}$	$R_{a\parallel} = 1,94 \mu\text{m}$
			$R_{a\perp} = 2,14 \mu\text{m}$	$R_{a\perp} = 1,28 \mu\text{m}$
			294 HBW	300 HBW
8 mm	0,4 mm	0,7 mJ	$R_{a\parallel} = 2,75 \mu\text{m}$	$R_{a\parallel} = 2,31 \mu\text{m}$
			$R_{a\perp} = 2,06 \mu\text{m}$	$R_{a\perp} = 2,18 \mu\text{m}$
			295 HBW	307 HBW

Nach der Fräsbearbeitung lag die mittlere Rauheit  $R_a$  parallel zur Klopfvorschubrichtung zwischen und  $2,54 \mu\text{m}$  und  $2,90 \mu\text{m}$  und senkrecht dazu zwischen  $1,44 \mu\text{m}$  und  $2,42 \mu\text{m}$ .



Die größte Einglättung durch Festklopfen wurde mit einem Kugeldurchmesser von 8 mm und einem Abdruckabstand von 0,2 mm erreicht. Die relative Einglättung der beiden Felder lag bei durchschnittlich 55%. Im Gegensatz zu allen anderen Proben ist die Einglättung mit einem Kugeldurchmesser von 8 mm bei dieser Probe in den meisten Fällen größer als mit einem Kugeldurchmesser von 20 mm. Es ist zu sehen, dass die relative Einglättung unter Verwendung der größeren Kugel sehr gering ausfällt.

Auch bei dieser Probe spielte der Einfluss der Aufprallenergie eine untergeordnete Rolle. Dennoch ist erkennbar, dass sich eine höhere Energie bei Verwendung einer kleinen Kugel negativ und bei Verwendung einer großen Kugel positiv auf die Einglättung auswirkt.

Bei der Probe aus 1.2358 mit Fräszeile 0,8 mm wurden zusätzlich Topographien mit einem Konfokalmikroskop aufgenommen, um die erzeugten Oberflächenstrukturen zu visualisieren. Bild 38 zeigt die mit Kugelfräser Ø12 mm und Zeilensprung 0,8 mm gefräste Oberfläche und Bild 39 zeigt die durch Festklopfbearbeitung mit ausgewählten Parametersätzen erzeugten Oberflächenstrukturen.

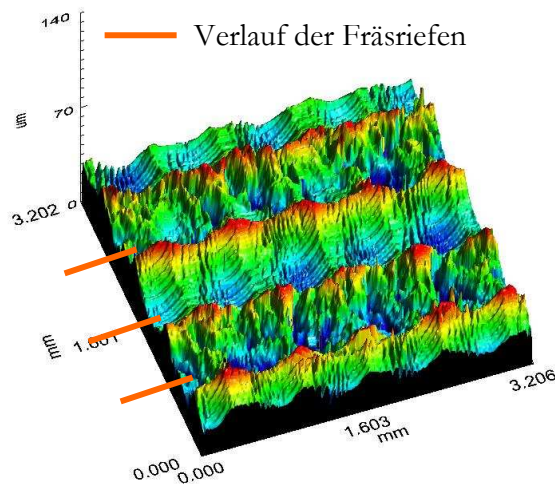


Bild 38: Topographie der mit Kugelfräser Ø12 mm und Zeilensprung 0,8 mm gefrästen Probe aus Material 1.2358

Bei der Probe aus 1.2358 wird teilweise erst bei jeder dritten Klopfbahn eine neue Rille erzeugt. Das führt zu noch größeren Abweichungen zwischen dem Abstand der Klopfrillen und dem programmierten Abstand der Festklopfbahnen als bei der Probe aus ZnAl4Cu3. Das Feld, das mit einem Kugeldurchmesser von 8 mm und einem Abdruckabstand von 0,2 mm geklopft wurde, weist sogar unterschiedlich große Klopfrillenabstände auf.

Die Einebnung der Fräsriefen fällt bei der Festklopfbearbeitung von 1.2358 mit einem Kugeldurchmesser von 20 mm geringer aus als bei ZnAl4Cu3. Mit einem Abdruckabstand von 0,4 mm ist kaum noch eine Veränderung gegenüber dem gefrästen Zustand erkennbar. Nach der Festklopfbearbeitung mit einem Kugeldurchmesser von 8 mm dominieren die erzeugten Materialanhäufungen die Oberflächenstruktur.

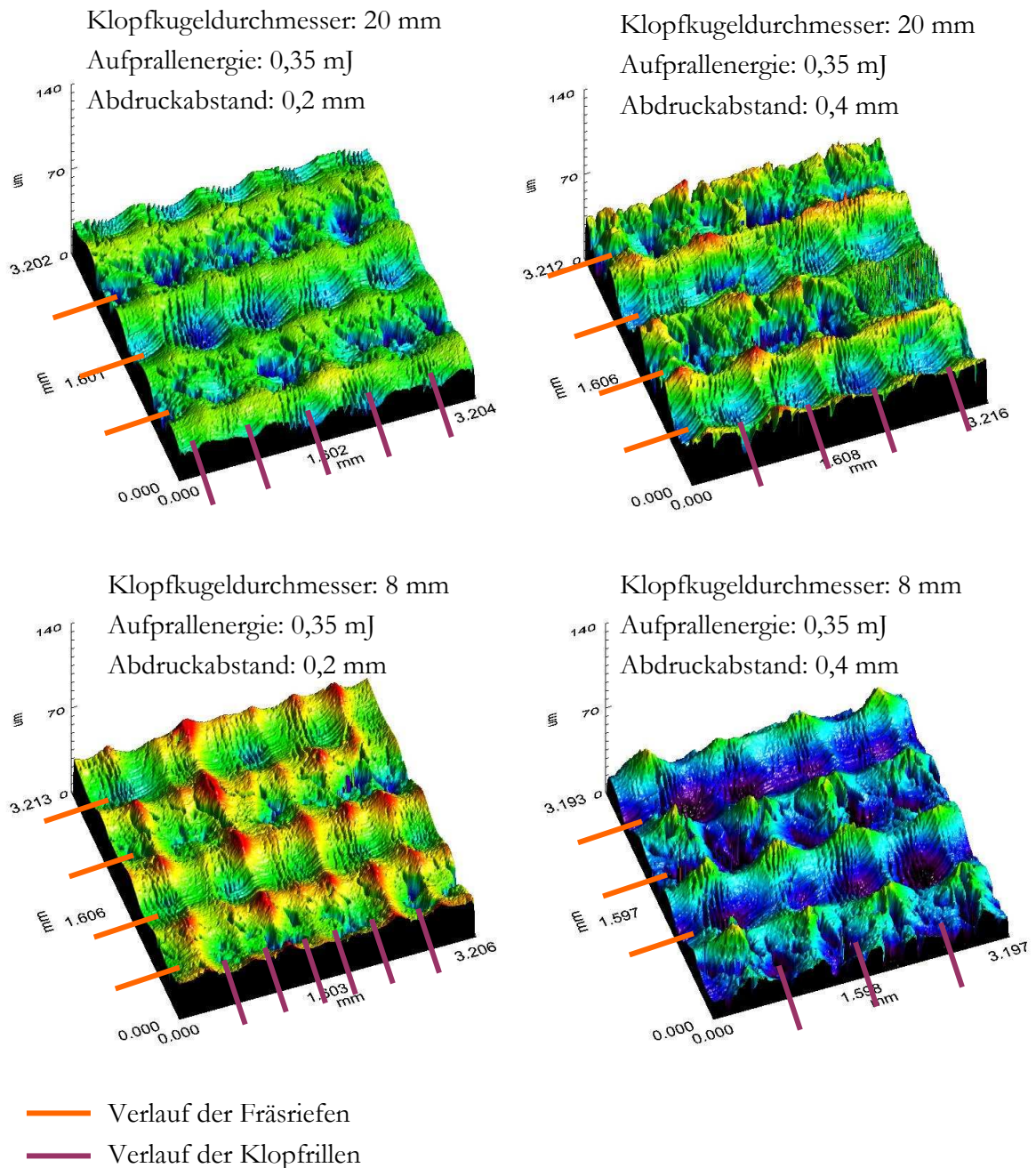


Bild 39: Topographien der mit verschiedenen Parametersätzen geklopften Probe aus Material 1.2358

Vor der Festklopfbearbeitung lag die Brinell-Härte der mit Zeilensprung 0,8 mm gefrästen Probe aus 1.2358 mit 294 - 297 HBW im Mittel über den Härte-Werten der feiner gefrästen Probe aus 1.2358. Wie bei den Proben aus ZnAl4Cu3 ist die höhere Grundhärte dieser Probe auf die höhere Kaltverfestigung durch gröbere Fräsbearbeitung zurückzuführen. Die durch Festklopfen erreichte mittlere Härtesteigerung fiel mit 8 HBW bzw. 3% ähnlich groß aus wie bei der feiner gefrästen Probe. Tendenziell resultierte die Festklopfbearbeitung mit hoher Aufprallenergie, kleinem Kugeldurchmesser und geringem Abdruckabstand in einer größeren Endhärte. Die geringste Endhärte von 297 HBW wurde wie bei allen anderen

Proben mit einer Aufprallenergie von 0,35 mJ, einem Kugeldurchmesser von 20 mm und einem Abdruckabstand von 0,4 mm erreicht. Die größte Härte von 307 HBW wurde bei zwei Feldern nach Festklopfbearbeitung mit einem Kugeldurchmesser von 8 mm gemessen.

Der Zustellwinkel der Festklopfbearbeitung betrug bei den bisher gezeigten Versuchsergebnissen immer 90°. Zusätzlich wurden weitere Versuche zur Untersuchung des Einflusses des Zustellwinkels auf den Einglättungseffekt der Festklopfbearbeitung durchgeführt.

Diese Versuche erfolgten mit zwei verschiedenen Parameterkombinationen der Hauptversuche. Der erste Parametersatz (Kugeldurchmesser 20 mm, Aufprallenergie 0,35 mJ, Abdruckabstand 0,2 mm) wurde wegen der hohen Gleichmäßigkeit der erzeugten Oberflächenstruktur in Vorschub- und Zustellrichtung gewählt, während der zweite Parametersatz (Kugeldurchmesser 8 mm, Aufprallenergie 0,7 mJ, Abdruckabstand 0,2 mm) wegen der Erzeugung ausgeprägter Materialanhäufungen zu einer starken Rilligkeit führte (siehe Tabelle 6). Ein Block aus 1.2358 mit einer Fräszeile von 0,4 mm diente als Probenmaterial. Der Zustellwinkel wurde in 15° Schritten variiert und alle weiteren Versuchsparameter entsprachen denen der Hauptversuche.

Bild 40 zeigt die relative Einglättung in Abhängigkeit von dem Zustellwinkel für alle getesteten Felder. Mit „relativer Einglättung“ ist die Reduzierung des  $R_a$ -Wertes bezogen auf den  $R_a$ -Wert nach der Fräsbearbeitung gemeint. Es wurde jeweils der Mittelwert der beiden Messrichtungen gebildet.

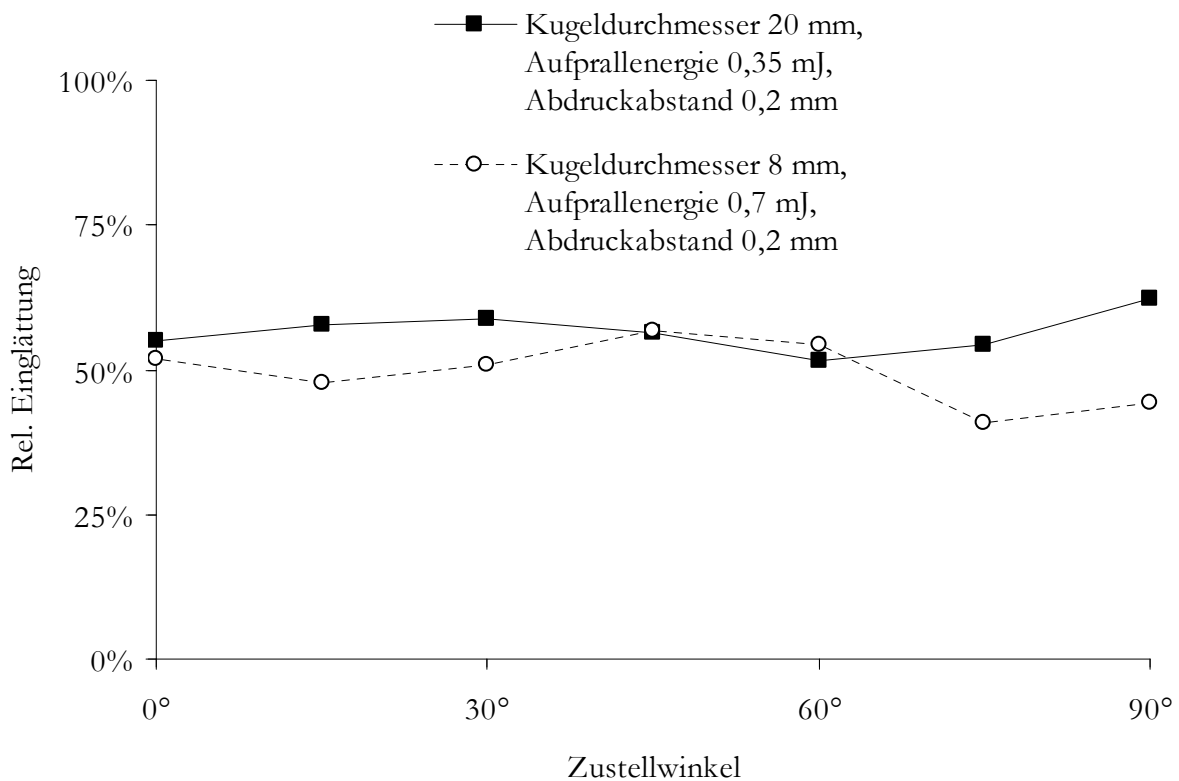


Bild 40: Relative Einglättung in Abhängigkeit von dem Zustellwinkel

Die erreichte Einglättung liegt bei dem Parametersatz mit Kugeldurchmesser 20 mm zwischen 51% - 62% und damit durchschnittlich höher als die Einglättung von 44% - 57%, die durch Verwendung des Parametersatzes mit Kugeldurchmesser 8 mm erreicht wurde. In beiden Fällen ist keine klare Abhängigkeit der relativen Einglättung vom Zustellwinkel erkennbar. Die Unterschiede liegen im Rahmen der typischen Prozess- und Messchwankungen.

Die Versuche zum Einfluss des Aufprallwinkels wurden mit denselben Parameterkombinationen und Werkstückeigenschaften (Material 1.2358, Fräszeile 0,4 mm) wie die Versuche zum Einfluss des Zustellwinkels durchgeführt. Es wurden Felder mit den Aufprallwinkeln 45°, 60°, 75° und 90° mit einem konstanten Zustellwinkel von 90° geklopft. Da der Einfluss des Aufprallwinkels auf die Einglättung der Werkstückoberfläche unter bestimmten Umständen auch von der Richtung der Anstellung bezogen auf die Klopfbahnen abhängt, wurden Versuche mit Anstellung in Vorschubrichtung und in Zustellrichtung der Festklopfbearbeitung durchgeführt.

Bild 41 zeigt die relative Einglättung der Werkstückoberfläche in Abhängigkeit von dem Aufprallwinkel und der Anstellung bezogen auf die Klopfbahnen, die durch Festklopfbearbeitung mit einem Kugeldurchmesser von 8 mm, einer Aufprallenergie von 0,7 mJ und einem Abdruckabstand von 0,2 mm erreicht wurde.

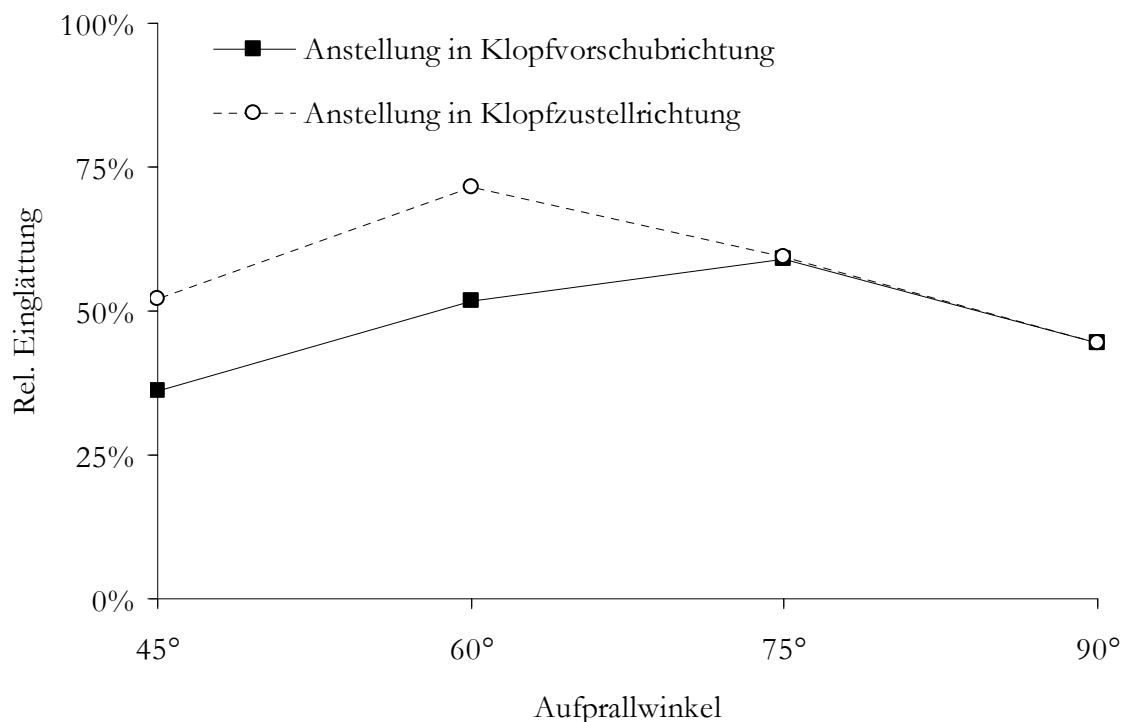


Bild 41: Relative Einglättung in Abhängigkeit von dem Aufprallwinkel (Kugeldurchmesser 8 mm / Aufprallenergie 0,7 mJ / Abdruckabstand 0,2 mm)

Die Versuchsergebnisse zeigen, dass Aufprallwinkel von  $60^\circ$  bzw.  $75^\circ$  zu einer stärkeren Einglättung führen als Aufprallwinkel von  $90^\circ$  und  $45^\circ$ . Dieses Phänomen tritt sowohl bei Anstellung in Vorschubrichtung als auch in Zustellrichtung auf und ist darauf zurückzuführen, dass wegen der geringeren Kraftübertragung und der tangentialen Relativbewegung zwischen Kugel und Werkstückoberfläche weniger ausgeprägte Materialanhäufungen erzeugt werden. Bei flachen Aufprallwinkeln lässt der Einglättungseffekt nach, da der Beitrag der Aufprallenergie zur plastischen Verformung des Werkstücks mit dem Aufprallwinkel sinkt. Die Felder, bei denen die Anstellung in Zustellrichtung erfolgte, wurden stärker eingeglättet als die Felder mit Anstellung in Vorschubrichtung, da hier vor allem die sonst stärkere Anhäufung von Materialvolumen zwischen den Bahnen (siehe Bild 39) vermieden wird.

Bild 42 zeigt die relative Einglättung der Werkstückoberfläche in Abhängigkeit von dem Aufprallwinkel und der Anstellung bezogen auf die Klopfbahnen, die durch Festklopfbearbeitung mit einem Kugeldurchmesser von 20 mm, einer Aufprallenergie von 0,35 mJ und einem Abdruckabstand von 0,2 mm erreicht wurde.

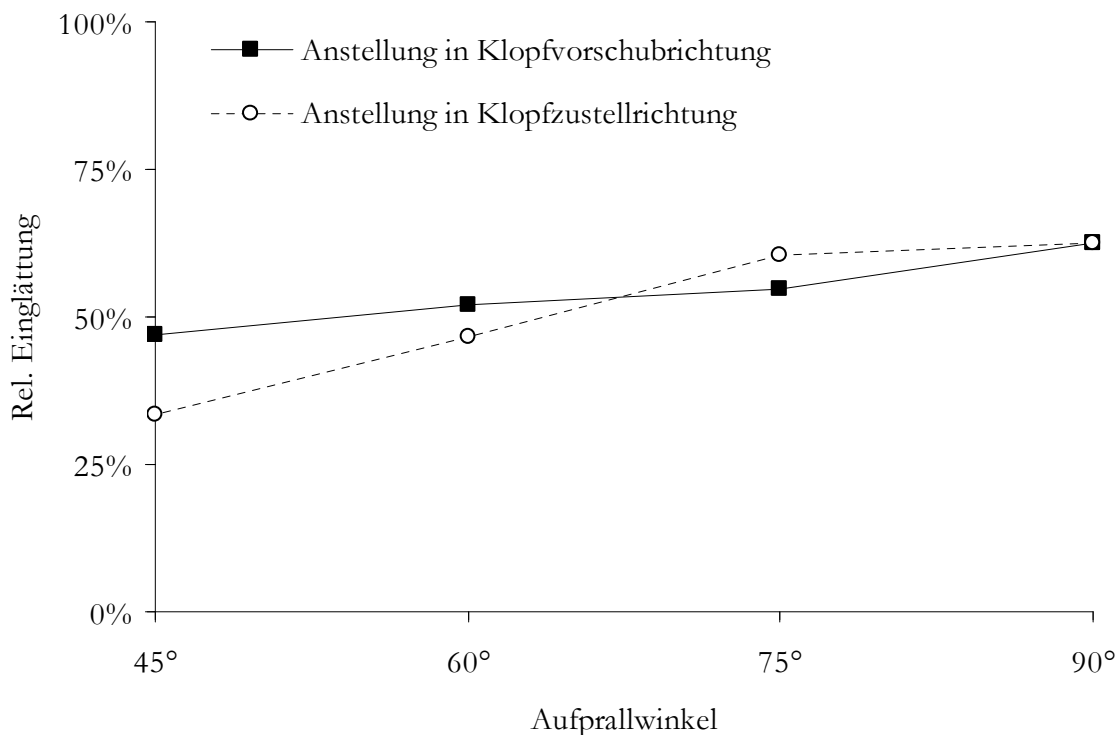


Bild 42: Relative Einglättung in Abhängigkeit von dem Aufprallwinkel (Kugeldurchmesser 20 mm / Aufprallenergie 0,35 mJ / Abdruckabstand 0,2 mm)

Unter den gegebenen Randbedingungen dominieren bei dieser Parameterkombination nicht die erzeugten Materialanhäufungen sondern die unzureichend eingeglätteten Fräsriefen die Oberflächenstruktur nach der Festklopfbearbeitung (siehe Bild 39). Deswegen führt eine Verringerung des Aufprallwinkels zu einer Reduzierung des Einglättungseffekts.

### 4.3 Zusammenfassung der experimentellen Untersuchungen

Im Rahmen dieser Arbeit wurden Aufprallversuche durchgeführt, um die Gültigkeit der in Abschnitt 2.3 *Wirkprinzip mechanischer Oberflächenbehandlung* präsentierten analytisch-empirischen Modelle für die Verhältnisse bei der Festklopfbearbeitung zu überprüfen und experimentelle Ergebnisse für die Verifizierung der geplanten FEM-Simulationen zu generieren. Die Aufprallversuche ergaben, dass der Durchmesser des beim Aufprall der Kugel erzeugten Abdrucks auf dem Werkstück in etwa linear mit der Aufprallenergie zunimmt. Die Stoßzahl hingegen sank mit steigender Aufprallenergie und die maximale Kontaktkraft verhielt sich proportional zum Aufprallimpuls. Die Verwendung relativ harter Werkstückmaterialien führte zu vergleichsweise kleinen Abdruckdurchmessern und großen Kontaktkräften. Das Niveau der Stoßzahl stieg mit dem Verhältnis von Dehngrenze zu Elastizitätsmodul. Diese Ergebnisse wurden mit Aufprallenergien, Kugeldurchmessern und Werkstückmaterialien ermittelt, die für das Festklopfen von Umformwerkzeugen relevant sind und stimmen mit den vorgestellten kontaktmechanischen Zusammenhängen gut überein.

Außerdem fand das geometrische Verhältnis zwischen Kugeldurchmesser und Abdruckdurchmesser unter der Annahme kugelabschnittsförmiger Abdrücke experimentelle Bestätigung. Die Stoßzahl wurde im untersuchten Bereich kaum von der Wahl des Kugeldurchmessers beeinflusst. Die maximale Kontaktkraft zeigte eine Sättigung bzw. ein Optimum in Abhängigkeit von dem Kugeldurchmesser. Bezüglich des Maximalwertes der Kontaktkraft spielen neben dem Aufprallimpuls auch der Rückprallimpuls und der zeitliche Verlauf eine Rolle. Eine lange Kontaktdauer führt bei gleicher Impulsdifferenz zu geringeren Maximalwerten als eine kurze Kontaktdauer.

Neben den Aufprallversuchen wurden Festklopfversuche an ausgedehnten Oberflächen durchgeführt, um zusätzlich zu den Parametern der Aufprallversuche den Einfluss des Abdruckabstands, des Aufprallwinkels und des Zustellwinkels auf die Einglättung und Verfestigung zu ermitteln. Die Festklopfversuche ergaben, dass eine geringe Aufprallenergie, ein großer Kugeldurchmesser, ein hartes Werkstückmaterial, eine starke Oberflächenrauheit und ein flacher Aufprallwinkel dazu führen, dass die Fräsriefen vergleichsweise gering verformt werden. Gegenteilige Vorraussetzungen resultierten in der Anhäufung von Werkstückmaterial zwischen den Abdrücken und in einer stärkeren Verfestigungswirkung. Um eine möglichst glatte Oberfläche zu erzeugen, müssen die Festklopfparameter so gewählt werden, dass die Fräsriefen vollständig eingeebnet werden und keine ausgeprägten Materialanhäufungen entstehen. Nur die Wahl eines geringen Abdruckabstands führt sowohl zu einer hohen Einglättung als auch zu einer starken Verfestigung.

## 5 FEM-Simulationen

Um den Einfluss der Prozessparameter des Festklopffverfahrens auf die Änderung der Oberflächen- und Randschichteigenschaften des bearbeiteten Werkstücks zu ermitteln, wurden neben den experimentellen Untersuchungen auch FEM-Simulationen durchgeführt. Dabei war es das Ziel der FE-Analyse, die Versuchsergebnisse durch definierte mechanische und werkstofftechnische Beziehungen abzubilden, um aus der Kenntnis dieser Zusammenhänge den Einfluss der einzelnen Parameter unabhängig von den versuchstechnischen Randbedingungen und Grenzen zu untersuchen.

### 5.1 Modelleigenschaften

Für die FEM-Simulationen mit der Berechnungssoftware LS-Dyna wurde ein zweidimensionales Modell von Klopffwerkzeug und Werkstück erstellt. Bei gleicher benötigter Rechenkapazität können das Raster der Knotenpunkte und die Zeitschritte eines zweidimensionalen Modells feiner gewählt werden als bei Verwendung eines dreidimensionalen Modells. Die Genauigkeit der Simulationsergebnisse bezogen auf die Berechnungsdauer ist damit bei zweidimensionalen Modellen größer, dafür werden aber nur die Verhältnisse im Schnitt durch Werkstück und Kugel abgebildet.

Das Klopffwerkzeug wurde als Scheibe mit dem jeweiligen Durchmesser und das Werkstück als Quadrat mit den Maßen 20 mm x 20 mm dargestellt (siehe Bild 43). Die Kantenlänge der Vernetzungselemente betrug 0,1 mm in der Kontaktzone von Kugel und Werkstück. Die Größe des Werkstücks und die Feinheit der Vernetzung wurden in Konvergenzuntersuchungen bestimmt, so dass die Auswirkung der Verwendung einer größeren Werkstückfläche und einer feineren Vernetzung auf die Simulationsergebnisse vernachlässigbar klein war.

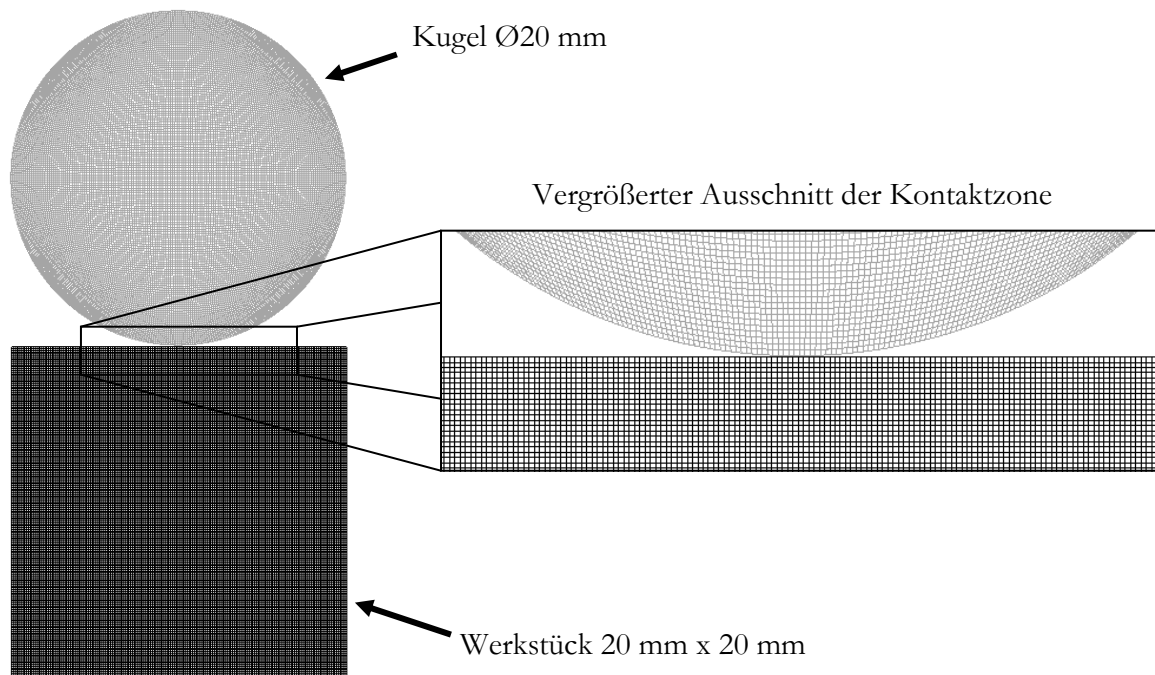


Bild 43: Geometrie und Vernetzung des FEM-Modells

Die Bewegung der Knoten am Boden des Werkstücks wurde für alle translatorischen und rotatorischen Freiheitsgrade gesperrt. Zu Beginn der Simulation liegt die Kugel am Werkstück an und wird mit der entsprechenden Aufprallgeschwindigkeit belegt. Die Zeitschritte wurden von LS-Dyna automatisch bestimmt und betrugen in der Regel wenige Mikrosekunden. Zur Festlegung der Kontaktbedingungen wurde das LS-Dyna Standardmodell „Contact\_2D\_Automatic\_Surface\_To\_Surface“ gewählt. Die Reibung zwischen Kugel und Werkstück wurde vernachlässigt, da ihr Einfluss bei einem zentralen, rotationsfreien Stoß laut Johnson [32] und Tabor [38] gering ist. Diese Aussage konnte durch eigene Simulationen mit verschiedenen Reibkoeffizienten bestätigt werden.

Die Hartmetallkugel wurde als starrer Körper modelliert, da ihr Anteil an der Gesamtverformung in der Realität gering ist. Die Spannungs-Dehnungs-Beziehung des Werkstückmaterials wurde unterhalb der Dehngrenze linear-elastisch und oberhalb der Dehngrenze nach einem Materialmodell von Hart (Gl. 30) beschrieben, das die Abhängigkeit des Widerstands gegen plastische Verformung von der Dehnung  $\epsilon$  und der Dehnrage  $\dot{\epsilon}$  berücksichtigt [44].

$$\sigma = K \cdot \epsilon^n \cdot \dot{\epsilon}^m \quad \text{Gl. 30}$$

Bild 44 zeigt, wie sich die resultierende Spannungs-Dehnungs-Beziehung aus der Kombination des linear-elastischen und des exponentiell-plastischen Verhaltens zusammensetzt.

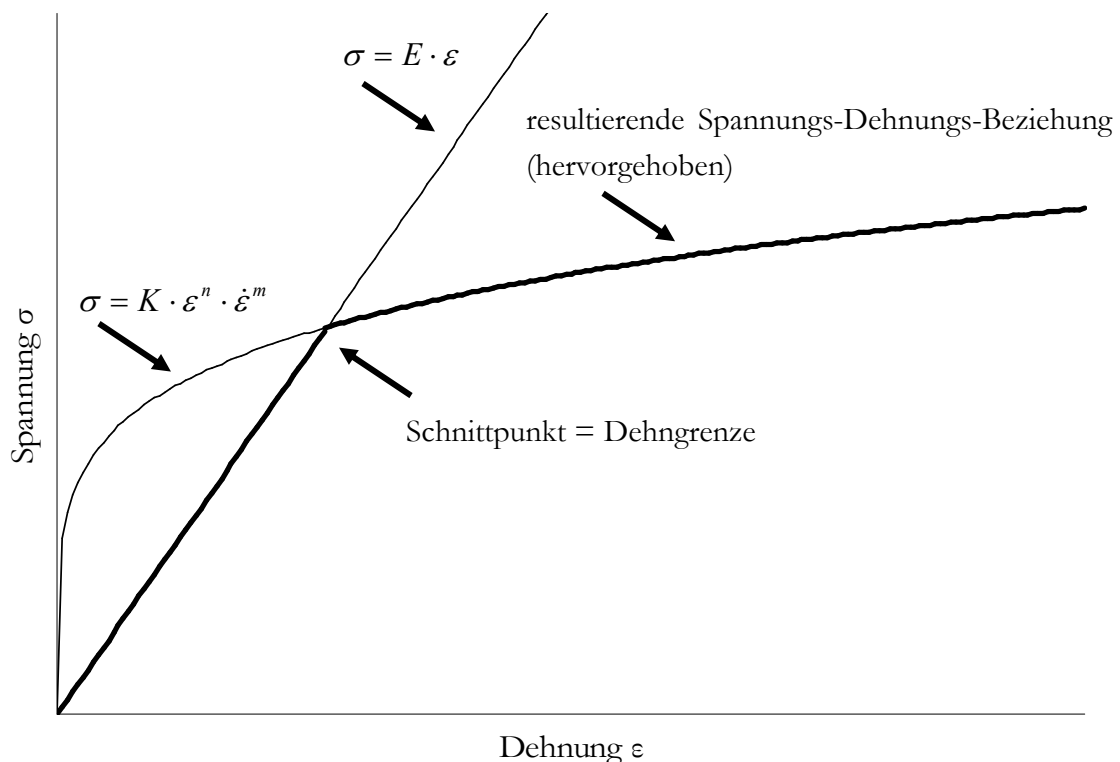


Bild 44: Resultierende Spannungs-Dehnungs-Beziehung



Für jeden getesteten Werkstoff wurden die Materialparameter Elastizitätsmodul  $E$ , lineare Materialkonstante  $K$ , dehnungsbezogener Verfestigungsexponent  $n$  und dehnratenbezogener Verfestigungsexponent  $m$  bestimmt. Der jeweilige Elastizitätsmodul wurde den Herstellerangaben entnommen. Die Koeffizienten und Exponenten des Modells von Hart wurden so gewählt, dass die Stoßzahl und der Abdruckdurchmesser in der Simulation und im Versuch bei zwei verschiedenen Aufprallgeschwindigkeiten übereinstimmen. Dabei konnte jedem Werkstoff ein eindeutiger Parametersatz zugeordnet werden (siehe Tabelle 8).

Tabelle 8: Ermittelte Materialparameter für FEM-Simulationen

Werkstoff	$E$	$K$	$n$	$m$
EN-GJS-HB265	177.500 MPa	11400 s <sup>m</sup> MPa	0,5	0,04
1.2379	210.000 MPa	23000 s <sup>m</sup> MPa	0,6	0,02
1.2358	210.000 MPa	2400 s <sup>m</sup> MPa	0,2	0,07
ZnAl4Cu3	85.000 MPa	1900 s <sup>m</sup> MPa	0,3	0,03
AlMg4,5Mn0,7	70.000 MPa	2200 s <sup>m</sup> MPa	0,4	0,01
S235 JR	210.000 MPa	2900 s <sup>m</sup> MPa	0,3	0,05

## 5.2 Modellverifikation

Die Anpassung der Materialparameter  $K$ ,  $n$  und  $m$  an zwei Ergebnisse der Aufprallversuche garantiert noch nicht, dass der Einfluss von Aufprallenergie, Kugeldurchmesser und Werkstückmaterial auf Abdruckdurchmesser, Kontaktkraft und Stoßzahl durch die Simulationen korrekt wiedergegeben wird. Für dieses Ziel ist es von entscheidender Bedeutung, dass die realen Verhältnisse ausreichend genau durch das verwendete FEM-Modell in seiner Gesamtheit abgebildet werden. Um die Eignung des vorgestellten Modells zu überprüfen, wurden die in Abschnitt 4.1 *Aufprallversuche* beschriebenen Experimente durch Simulationen nachgestellt und die Ergebnisse verglichen.

Wegen der großen Anzahl der Versuchs- und Simulationsergebnisse werden nachfolgend repräsentative Beispiele vorgestellt. Zusätzlich zu den Versuchs- und Simulationsergebnissen zeigen die Bilder auch Ergebnisse von Berechnungen aus den in Abschnitt 2.3 *Wirkprinzip mechanischer Oberflächenbehandlung* präsentierten analytisch-empirischen Zusammenhängen nach Johnson [32], um deren Eignung zur Beschreibung der Verhältnisse beim Festklopfen zu überprüfen.

Bild 45 zeigt den Verlauf des Abdruckdurchmessers in Abhängigkeit von der Aufprallgeschwindigkeit für die Werkstückmaterialien EN-GJS-HB265 und AlMg4,5Mn0,7. Zur Ermittlung des Abdruckdurchmessers nach Johnson wurde Gleichung 13 unter Vernachlässigung der elastischen Rückformung und der Kaltverfestigung während des Aufpralls verwendet. Die Dehngrenzen der Werkstoffe bei

entsprechend hohen Dehnraten wurde nach Goldsmith [49] zu 1050 MPa für EN-GJS-HB265 und 296 MPa für AlMg4,5Mn0,7 ermittelt.

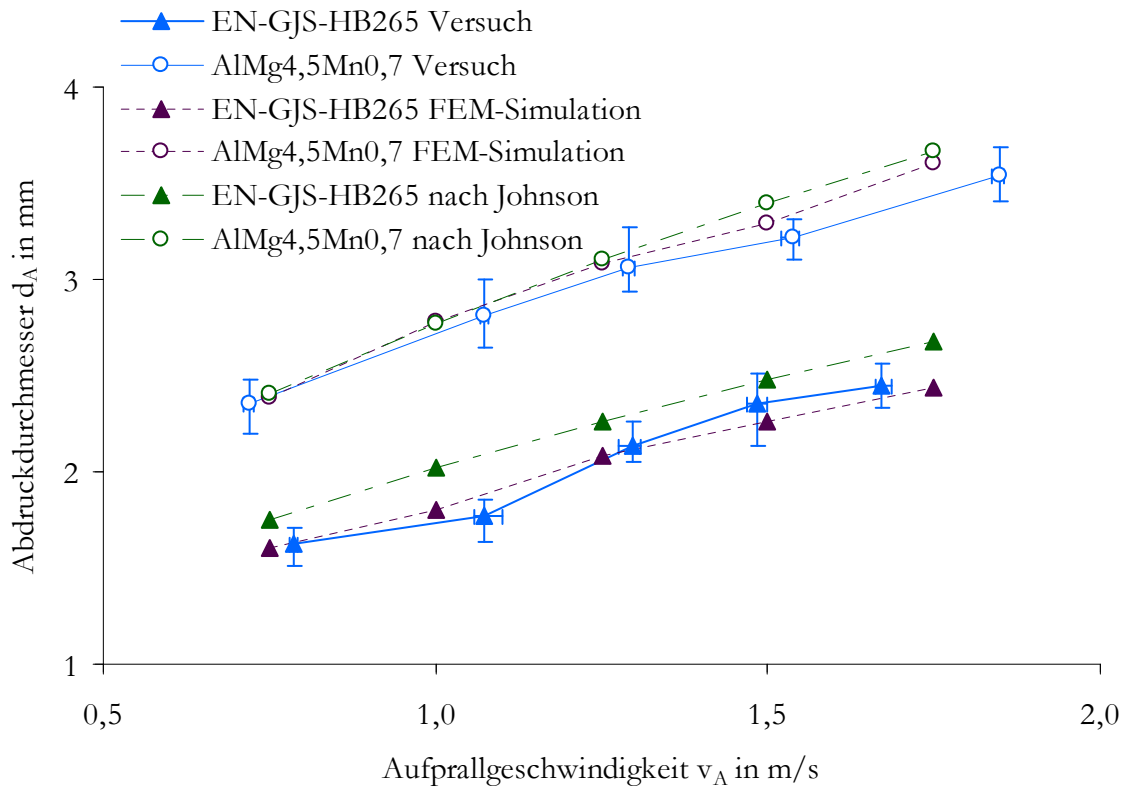


Bild 45: Abdruckdurchmesser in Abhängigkeit von der Aufprallgeschwindigkeit aus Versuch, Simulation und Berechnung nach Johnson (Kugeldurchmesser 20 mm, Stoßelmasse 517 g)

Im untersuchten Bereich zeigen die drei Vergleichskurven eine gute Übereinstimmung bezüglich des Verlaufs und des Niveaus des Abdruckdurchmessers über der Aufprallgeschwindigkeit. Die Berechnungen nach Johnson ergeben ein wenig größere Abdruckdurchmesser als die Versuche und Simulationen. Diese Beobachtung kann mit der Vernachlässigung der elastischen Rückformung und der Kaltverfestigung erklärt werden. Der experimentell ermittelte Abdruckdurchmesser wurde für alle getesteten Materialien auch unter Variation der Stoßelmasse und des Kugeldurchmessers gut durch die Simulationen und Berechnungen nach Johnson abgebildet.

Bild 46 zeigt den Verlauf der Stoßzahl in Abhängigkeit von der Aufprallgeschwindigkeit für die Materialien S235 JR und ZnAl4Cu3. Die Berechnung der Stoßzahl nach Johnson erfolgte über folgende Näherung.

$$e \approx 3,8 \frac{\sqrt{\frac{R_p}{E^*}}}{\sqrt[8]{\frac{m \cdot v_A^2}{2 \cdot R_p \cdot r_K^3}}} \quad Gl. 31$$

Die Ermittlung der Dehngrenze bei hohen Dehnraten nach Goldsmith ergab 705 MPa für S235 JR und 450 MPa für ZnAl4Cu3.

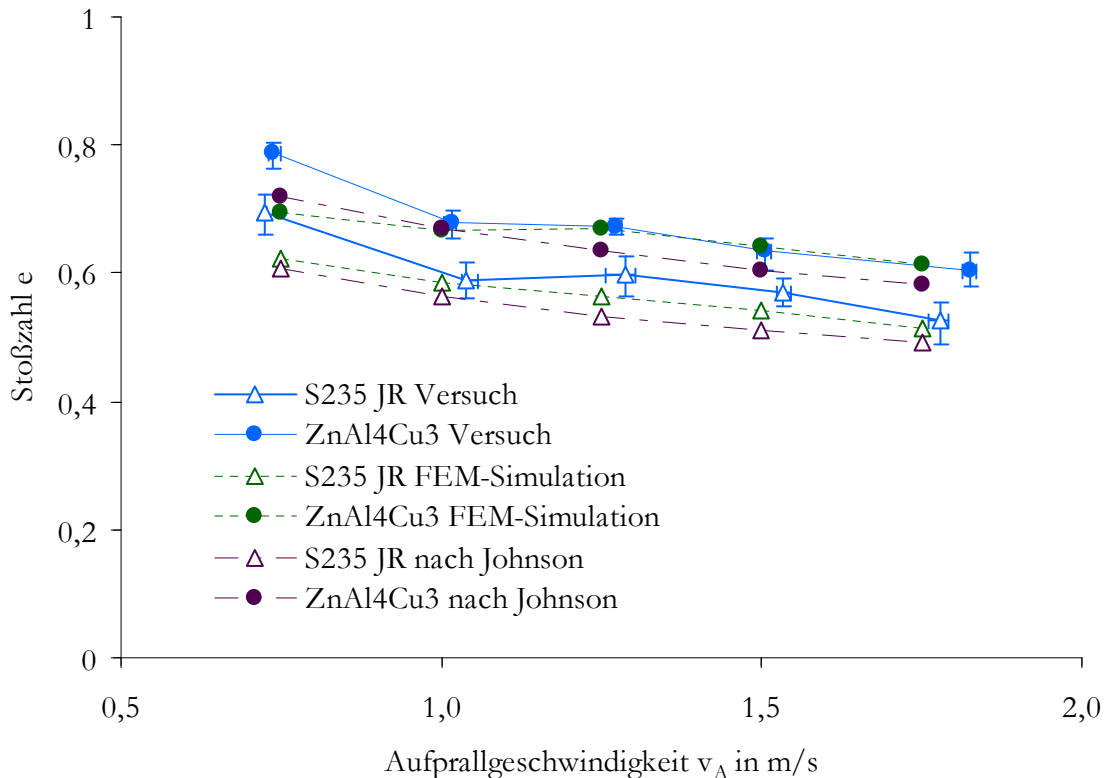


Bild 46: Stoßzahl in Abhängigkeit von der Aufprallgeschwindigkeit aus Versuch, Simulation und Berechnung nach Johnson (Kugeldurchmesser 20 mm, Stößelmasse 517 g)

Auch der Verlauf und das Niveau der experimentell ermittelten Stoßzahl wurden sowohl durch die FEM-Simulationen als auch durch Berechnungen nach Johnson gut wiedergegeben. Analog zum Abdruckdurchmesser wurden ähnlich gute Übereinstimmungen bei der Auswertung der Stoßzahl für die nicht gezeigten Materialien und Versuche gefunden.

Bild 47 zeigt den Verlauf der maximalen Kontaktkraft in Abhängigkeit von der Aufprallgeschwindigkeit für die Materialien 1.2358 und 1.2379. Zur Ermittlung der maximalen Kontaktkraft nach Johnson wurde Gleichung 15 verwendet. Nach den von Goldsmith vorgestellten Beziehungen beträgt die Dehngrenze bei hohen Dehnraten 1460 MPa für 1.2358 und 825 MPa für 1.2379.

Der lineare Zusammenhang zwischen maximaler Kontaktkraft und Aufprallgeschwindigkeit wird durch die Ergebnisse aller drei Methoden bestätigt. Allerdings liegen die Kurven auf deutlich unterschiedlichen Niveaus. Auch für die hier nicht gezeigten Materialien und Randbedingungen lagen die nach Johnson berechneten Werte deutlich über und die experimentell ermittelten Werte deutlich unter den Simulationsergebnissen.

Aufgrund des in Abschnitt 4.1.1 *Aufbau, Durchführung und Auswertung der Aufprallversuche* beschriebenen endlichen Abstands zwischen Kraftsensor und Kontaktfläche fallen die Messergebnisse für die Kontaktkraft zu gering aus. Die viskoelastischen Eigenschaften des

Aufbau zwischen Kontaktfläche und Kraftsensor führen dazu, dass die Kraftübertragung abgedämpft wird. Dagegen überschätzen die nach Johnson ermittelten Kontaktkraftmaxima die realen Verhältnisse bei weitem, da die Annahme zugrunde gelegt wird, dass die maximale Spannung von  $3R_{pA}$  über die gesamte Kontaktfläche wirkt. Der Spannungsabfall in den Randbereichen der Kontaktfläche wird nicht berücksichtigt. Es spricht somit für die Qualität des FEM-Modells, dass die Werte der Simulationsergebnisse zwischen denen der Versuchs- und Berechnungsergebnisse liegen.

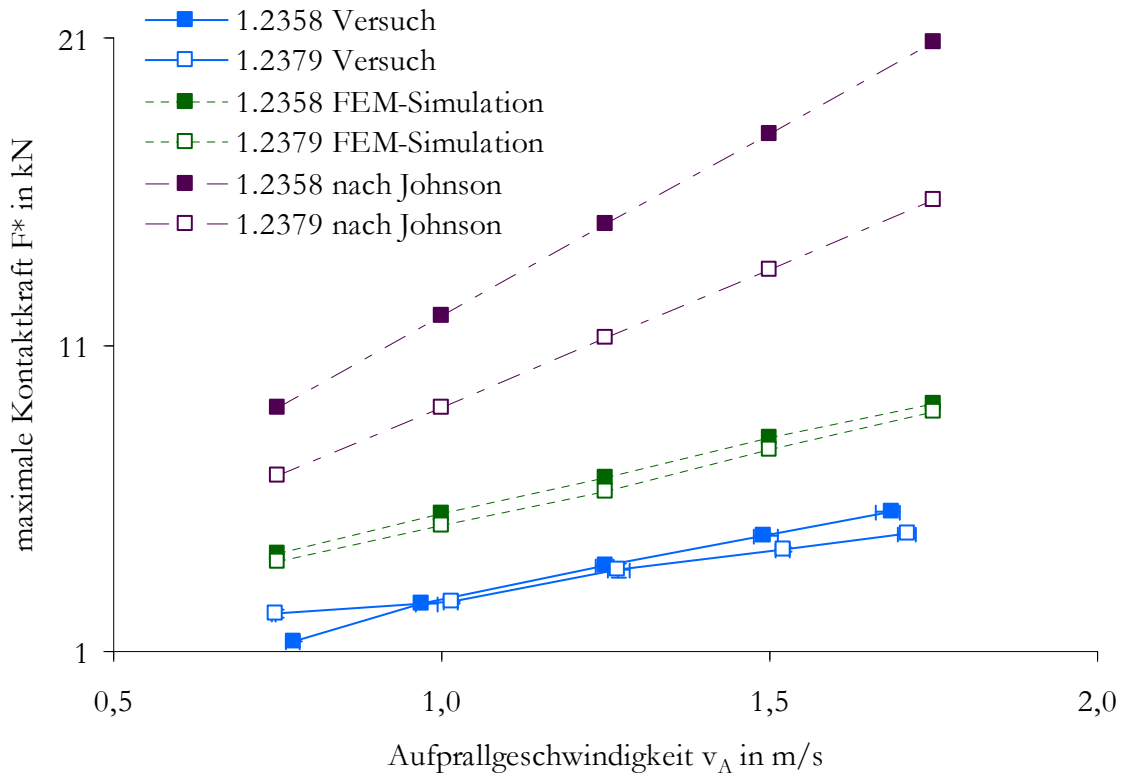


Bild 47: Maximale Kontaktkraft in Abhängigkeit von der Aufprallgeschwindigkeit aus Versuch, Simulation und Berechnung nach Johnson (Kugeldurchmesser 20 mm, Stößelmasse 517 g)

Den gezeigten Vergleichen liegen Experimente und Berechnungen mit einem einzelnen Aufprall gegen eine glatte Oberfläche zugrunde. Zusätzlich dazu wurden auch Vergleiche zwischen Versuchen und Simulationen mit wiederholtem Aufprall und mit rauen Oberflächen angestellt, die eine hohe Übereinstimmung aufwiesen. Außerdem konnte gezeigt werden, dass eine Korrelation zwischen dem gemessenen Härteverlauf unter einem Abdruck und dem durch Simulation ermittelten Dehnungsverlauf besteht. Somit lässt sich mittels der FE-Analyse auch auf die Abhängigkeit der Wirtiefe von den Festklopfparametern schließen. Diese Vergleiche stellt Jan Scheil [48] in seiner Diplomarbeit im Detail vor.

Zusammenfassend ergab die Überprüfung des FEM-Modells, dass die für die Festklopfbearbeitung relevanten mechanischen und werkstofftechnischen Zusammenhänge genau abgebildet werden und es damit für die nachfolgende Parameteruntersuchung geeignet ist.

### 5.3 Simulation der Festklopfbearbeitung

Die Festklopfversuche haben gezeigt, dass die meisten getesteten Parameterkombinationen zur Einglättung der Werkstückoberfläche führen. In bestimmten Fällen wurden nach der Festklopfbearbeitung aber auch größere  $R_a$ -Werte gemessen als vorher. Eine Erhöhung der Rauheit tritt ein, wenn die durch Festklopfen erzeugten Materialanhäufungen zwischen den Kontaktzentren der Schläge ausgeprägter sind als die Fräsriefen. Es ist aus den Ergebnissen der Festklopfversuche ersichtlich, dass eine Aufrauung vor allem bei Parameterkombinationen aus weichem Material, kleiner Klopfkugel und hoher Aufprallenergie eintritt.

Um eine Werkstückoberfläche vollständig zu bearbeiten, muss der Abdruckabstand kleiner als der Abdruckdurchmesser sein und damit ergibt sich die Höhe der verbleibenden Materialanhäufungen aus der Wirkung von mehr als einem Aufprall. Die gegenseitige Beeinflussung nahegelegener Aufprallereignisse wird durch die in Abschnitt 2.3 *Wirkprinzip mechanischer Oberflächenbehandlung* vorgestellten analytisch-empirischen Zusammenhänge nicht abgebildet. Über diese Beziehungen können auch die erzeugten Spannungs- und Dehnungsgradienten nur für einen einzelnen rein elastischen Aufprall gegen eine homogene Oberfläche berechnet werden.

Aus diesem Grund wurden FEM-Simulationen durchgeführt, um die Zusammenhänge zwischen den wichtigsten Prozessparametern des Festklopfverfahrens und der Ausprägung der Materialanhäufungen sowie der Intensität der Verformung zu ermitteln. Zur Veranschaulichung zeigt Bild 48 die Oberflächenstruktur und den Verlauf der plastischen Dehnung als Simulationsergebnis nach zwei versetzten Schlägen gegen eine ebene Werkstückoberfläche.

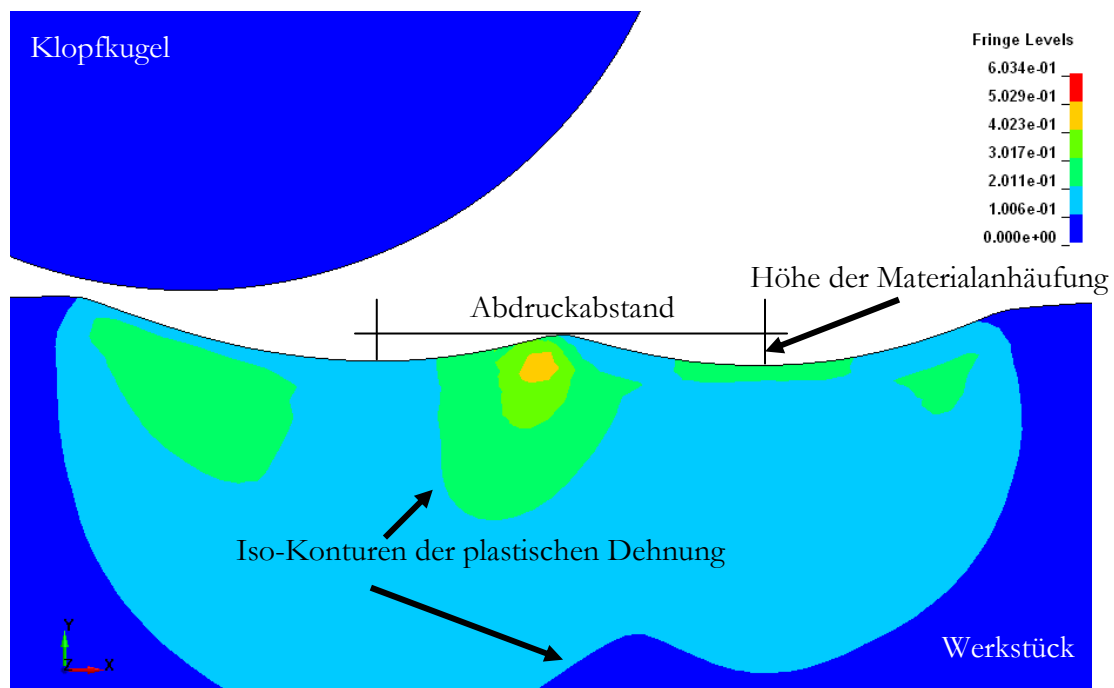


Bild 48: Mittels FEM-Simulation bestimmte Oberflächenstruktur und plastische Dehnung nach zwei versetzten Schlägen gegen eine ebene Werkstückoberfläche (schematisch)

Im Gegensatz zu den Aufprallversuchen können die Stößelmasse, der Kugeldurchmesser und die Aufprallgeschwindigkeit beim Festklopfen nicht unabhängig voneinander variiert werden. Zum Beispiel wirkt sich der Kugeldurchmesser auf die Stößelmasse aus und die Stößelmasse wiederum auf die Aufprallgeschwindigkeit. Die Stößelmasse und die Aufprallgeschwindigkeit sind also resultierende und nicht direkt wählbare Größen.

Um aus den nachfolgenden Simulationen Ergebnisse zu erhalten, die direkt bei der Prozessführung des Festklopfverfahrens umgesetzt werden können, wurden die Eingangsgrößen der Simulation aus den Steuergrößen der Festklopfbearbeitung bestimmt. Dafür wurde das von André Feklistow [50] im Rahmen seiner Diplomarbeit aufgestellte Schwingungsmodell des pneumatischen Festklopfsystems P2505 verwendet (siehe Abschnitt 6.6.3 *Pneumatisches Festklopfsystem*).

Für die nachfolgend präsentierten Untersuchungen wurden jeweils drei versetzte Schläge unter Variation des Kugeldurchmessers, des Betriebsdrucks und des Abdruckabstands simuliert, um ihren Einfluss auf die Oberflächen- und Randschichteigenschaften des Werkstücks zu ermitteln. Als Material wurde ZnAl4Cu3 gewählt, weil die Effekte bei diesem Werkstoff besonders markant sind. Bei den festeren Materialien wurden ähnliche Tendenzen festgestellt, die wegen der geringeren Abdrucktiefe bei gleicher Aufprallgeschwindigkeit weniger ausgeprägt sind.

Tabelle 9 zeigt den durch Messung, Lösung der Bewegungsgleichungen und FEM-Simulation bestimmten Einfluss des Kugeldurchmessers auf die Aufprallgeschwindigkeit, die Schlagfrequenz, die Höhe der Materialanhäufungen und die Intensität der Verformung. Der Betriebsdruck betrug jeweils 6 bar und der Abdruckabstand 0,5 mm. Als Maß für die Intensität der plastischen Verformung wurden der Maximalwert und die Wirtiefe der plastischen Dehnung gewählt, weil der Dehnungsverlauf eine Korrelation mit dem Härteverlauf besitzt.

Die Zunahme der Stößelmasse mit dem Kugeldurchmesser ist bei dem pneumatischen Festklopfsystem besonders deutlich, da die Grundmasse des Stößels nur 5 g beträgt. Der Anstieg der Masse führt zu einer geringeren Beschleunigung des Stößels und damit zu einer reduzierten Aufprallgeschwindigkeit. Die Aufprallenergie nimmt insgesamt mit steigender Stößelmasse ab. Die Schlagfrequenz hingegen wird durch die Stößelmasse nicht beeinflusst. Die geringere Höhe der Materialanhäufungen bei der Verwendung großer Klopfkugeln ergibt sich aus der Kombination der reduzierten Aufprallenergie und dem geringeren Verhältnis von Eindringtiefe zu Abdruckvolumen. Aus diesem Grund nimmt auch die Wirtiefe der plastischen Dehnung mit steigendem Kugeldurchmesser ab. Beim Aufprall großer Kugeln wird insgesamt weniger Materialvolumen verdrängt und die Verdrängung verteilt sich auf eine größere Fläche.

Tabelle 9: Einfluss des Kugeldurchmessers (Druck 6 bar, Abdruckabstand 0,5 mm, Material ZnAl4Cu3)

Kugeldurchmesser in mm (Vorgabe)	6	12	16	20
Stößelmasse in g (Messung)	11	21	43	64
Aufprallgeschwindigkeit in m/s (Lösung der Bewegungsgleichungen)	1,25	0,75	0,40	0,28
Schlagfrequenz in Hz (Lösung der Bewegungsgleichungen)	227	227	227	227
Höhe der Materialanhäufungen in $\mu\text{m}$ (FEM-Simulation)	7,78	7,31	5,38	3,13
Maximalwert der plastischen Dehnung (FEM-Simulation)	0,19	0,57	0,66	0,27
Maximale Wirtiefe der plastischen Dehnung in mm (FEM-Simulation)	1,0	0,9	0,8	0,7

Obwohl bei der Verwendung kleiner Kugeln größere Aufprallenergien übertragen werden und damit stärkere Verformungen auftreten sollten, ergaben die Simulationen, dass die größte plastische Dehnung mit einem Kugeldurchmesser von 16 mm erzeugt wird. Die Simulationsergebnisse weisen darauf hin, dass eine hohe plastische Dehnung erreicht wird, wenn ein ausgewogenes Verhältnis zwischen radialer und axialer Dehnungsverteilung vorliegt. Die Verwendung großer Kugeln und kleiner Aufprallenergien führen zu einer relativ flachen Verteilung der Dehnung entlang der Oberfläche, während der Dehnungsgradient bei Verwendung kleiner Kugeln und großer Aufprallenergien vergleichsweise schmal und tief ist. In beiden Fällen ist die elastisch/plastische Grenzfläche und damit der Anteil der elastischen Verformungsenergie verhältnismäßig größer als bei einem ausgewogenen Verhältnis zwischen radialer und axialer Dehnungsverteilung.

Die Ergebnisse der Festklopfversuche, die mit den Kugeldurchmessern 8 mm und 20 mm durchgeführt wurden, bestätigen die durch Simulationen ermittelten Zusammenhänge bezüglich der Ausprägung der Materialanhäufungen und der Wirtiefe. Das Optimumverhältnis beim Maximalwert der plastischen Dehnung kann nicht anhand der Ergebnisse der Festklopfversuche überprüft werden, da nur zwei Kugeldurchmesser getestet wurden. Bei den Experimenten zeigte das mit der kleineren Kugel geklopfte Feld die größere Maximalhärte und die größere Wirtiefe. Bei den Aufprallversuchen mit den Proben aus ZnAl4Cu3 und AlMg4,5Mn0,7 wurden die größten Kontaktkräfte bei der Verwendung der Klopfkugel mit einem Durchmesser von 16 mm gemessen. Auch hier bestand ein optimaler Zusammenhang in Abhängigkeit von der Kugelgröße.

Tabelle 10 zeigt den Einfluss des Betriebsdrucks des pneumatischen Festklopfsystems P2505 auf die Oberflächen- und Randschichteigenschaften des Werkstücks. Die Simulationen wurden mit einem Kugeldurchmesser von 20 mm und einem Abdruckabstand von 1,1 mm durchgeführt. Der Abdruckabstand wurde gegenüber der Variation des Kugeldurchmessers geändert, um möglichst unterscheidbare Ergebnisse zu erhalten.

Tabelle 10: Einfluss des Drucks (Kugeldurchmesser 20 mm, Abdruckabstand 1,1 mm, Material ZnAl4Cu3)

Druck in bar (Vorgabe)	3	4	5	6
Aufprallgeschwindigkeit in m/s (Lösung der Bewegungsgleichungen)	0,12	0,19	0,24	0,28
Schlagfrequenz in Hz (Lösung der Bewegungsgleichungen)	164	192	208	227
Höhe der Materialanhäufungen in $\mu\text{m}$ (FEM-Simulation)	0,63	4,62	5,00	7,77
Maximalwert der plastischen Dehnung (FEM-Simulation)	0,07	0,10	0,11	0,20
Maximale Wirtktiefe der plastischen Dehnung in mm (FEM-Simulation)	0,4	0,5	0,6	0,7

Die Aufprallgeschwindigkeit nimmt mit dem Druck zu, da die Beschleunigungskräfte auf den Stößel steigen. Im Gegensatz zur Stößelmasse beeinflusst der Druck die Schlagfrequenz, weil das pneumatische Festklopfsystem neben dem Stößel noch über einen Kolben verfügt, dessen Bewegung vom Druck aber nicht von der Stößelmasse abhängt. Da sich die Bearbeitungsdauer bei konstantem Abdruckabstand umgekehrt proportional zur Schlagfrequenz verhält, ist es im Sinne der Wirtschaftlichkeit des Prozesses vorteilhaft hohe Drücke und damit hohe Schlagfrequenzen umzusetzen. Die größere Abdrucktiefe bzw. Materialverdrängung bei höherer Aufprallenergie führt zur Zunahme der Materialanhäufungen an der Oberfläche und der plastischen Dehnung in der Kontaktzone. Da sich das Verhältnis von Abdrucktiefe zu Abdruckdurchmesser bei konstantem Kugeldurchmesser im untersuchten Bereich kaum mit dem Druck ändert, nehmen sowohl der Maximalwert der plastischen Dehnung als auch ihre Wirtktiefe mit steigendem Druck zu.

Die Simulationsergebnisse bezüglich der Ausprägung der Materialanhäufung und der Intensität der plastischen Verformung in Abhängigkeit von der Aufprallenergie werden durch die Ergebnisse der Festklopffversuche bestätigt. Teilweise waren die experimentell ermittelten Unterschiede der Randschichthärte recht klein. Der geringe Einfluss der Aufprallenergie bei den Versuchen kann daher kommen, dass der Unterschied der



verwendeten Aufprallenergien (0,35 mJ und 0,7 mJ) zu gering war, um immer eine deutlich differenzierbare Randschichthärte zu erreichen.

Tabelle 11 zeigt den Einfluss des Abdruckabstands auf die Oberflächen- und Randschichteigenschaften eines festgeklopften Werkstücks. Die Simulationen wurden mit einem Kugeldurchmesser von 20 mm und einem Druck von 6 bar durchgeführt. Da sich der Abdruckabstand nicht auf die Dynamik des Festklopfsystems auswirkt, enthält Tabelle 11 die normierte Bearbeitungsdauer anstelle der Aufprallgeschwindigkeit und der Schlagfrequenz.

Tabelle 11: Einfluss des Abdruckabstands (Kugeldurchmesser 20 mm, Druck 6 bar, Material ZnAl4Cu3)

Abdruckabstand in mm (Vorgabe)	0,1	0,3	0,5	0,7	0,9	1,1
Bearbeitungsdauer (Normiert auf Abdruckabstand 1,1 mm)	121,0	13,4	4,8	2,5	1,5	1,0
Höhe der Materialanhäufungen in $\mu\text{m}$ (FEM-Simulation)	<1	1,83	3,13	6,17	7,67	7,77
Maximalwert der plastischen Dehnung (FEM-Simulation)	0,37	0,32	0,27	0,24	0,20	0,20
Maximale Wirtktiefe der plastischen Dehnung in mm (FEM-Simulation)	0,8	0,8	0,7	0,7	0,7	0,7

Da sich der Abdruckabstand in Vorschub- und in Zustellrichtung auf die Anzahl der benötigten Schläge zur Bearbeitung einer Fläche auswirkt, verhält sich die Bearbeitungsdauer bei konstanter Schlagfrequenz umgekehrt proportional zum Quadrat des Abdruckabstands. Außerdem steigt die Höhe des Schnittpunkts zweier benachbarter Abdrücke in der zweidimensionalen Darstellung mit ihrem Abstand und damit steigt die Höhe der Materialanhäufungen. Die Simulationen haben gezeigt, dass die plastische Dehnung eines Bereiches mit der Anzahl der Schläge zunimmt, in deren Einflussbereich er liegt. Bei großen Abdruckabständen ( $> 0,7$  mm unter den gegebenen Randbedingungen) führt die Überlagerung der plastischen Dehnung in den Randbereichen zweier benachbarter Abdrücke nicht zu einer Erhöhung ihres Maximalwerts, während dieser bei kleineren Abdruckabständen mit abnehmender Schlagdistanz deutlich ansteigt. Die Wahl kleiner Abdruckabstände führt auch zu einer größeren Wirtktiefe der plastischen Dehnung, allerdings fallen die Unterschiede gering aus.

Die experimentell ermittelten Ergebnisse bestätigen diese Zusammenhänge. Die Festklopfbearbeitung mit einem kleinen Abdruckabstand führte immer zu einer geringeren Oberflächenrauheit als die Festklopfbearbeitung mit einem großen Abdruckabstand. Gleichzeitig wurde mit einem geringen Abdruckabstand eine höhere Maximalhärte und eine größere Wirtktiefe des Härteverlaufs erreicht.

#### 5.4 Zusammenfassung der FEM-Simulationen

Für die FEM-Simulationen wurde ein zweidimensionales Modell zur Abbildung der Verhältnisse im Schnitt durch Kugel und Werkstück aufgestellt. Zur Beschreibung der Werkstoffeigenschaften wurde ein elastisch-plastisches Materialmodell mit einer dehnratenabhängigen Spannungs-Dehnungs-Beziehung gewählt. Der Vergleich der Simulationsergebnisse mit den Ergebnissen der Aufprallversuche und Berechnungen nach Johnson zeigte eine hohe Übereinstimmung. Allein das Niveau der Kontaktkraft wies eine deutliche Diskrepanz zwischen den Ergebnissen der drei Methoden auf. Die Unterschiede lassen sich auf systematische Abweichungen bei der Messung der Kontaktkraft und von Johnson vernachlässigte Randeffekte bei der Berechnung der Kontaktkraft zurückführen.

Mit dem erstellten FEM-Modell wurde der Einfluss des Kugeldurchmessers, des Betriebsdrucks und des Abdruckabstands bei der Festklopfbearbeitung mit einem pneumatischen Schlagwerkzeug auf die Oberflächen- und Randschichteigenschaften des Werkstücks simuliert. Dabei wurden die gegenseitigen Wechselwirkungen der verschiedenen Einflussgrößen unter Betrachtung der Maschinendynamik des Festklopfsystems berücksichtigt, um Ergebnisse zu erhalten die direkt in der Prozessführung der Festklopfbearbeitung umgesetzt werden können.

Die Untersuchungen ergaben, dass mit der Wahl einer großen Klopfkugel auch die Stößelmasse des betrachteten Festklopfsystems in einem nicht vernachlässigbaren Maß steigt. Bei konstanter Erregung nimmt die Beschleunigung des Stößels mit steigender Masse ab und damit sinkt die Aufprallgeschwindigkeit. Die insgesamt reduzierte Aufprallenergie und das geringere Verhältnis von Abdrucktiefe zu Abdruckdurchmesser führen bei der Verwendung großer Klopfkugeln dazu, dass die Höhe der erzeugten Materialanhäufungen und die Wirtiefe der plastischen Dehnung geringer ausfallen. Die höchste plastische Dehnung trat bei Simulationen mit einer optimalen Kugelgröße auf. Hier wurde ein besonders ausgewogenes Verhältnis zwischen axialer und radialer Verteilung der plastischen Dehnung festgestellt, wodurch der Anteil der elastischen Verformung reduziert wurde. Die Anhebung des Drucks mit dem das pneumatische Festklopfsystem betrieben wird, führt zu einer Erhöhung der Aufprallgeschwindigkeit, der Schlagfrequenz, der Höhe der Materialanhäufungen, des Maximalwerts und der Wirtiefe der plastischen Dehnung. Die Reduzierung des Abdruckabstands äußert sich in einer Abnahme der Höhe der Materialanhäufungen und in einer Zunahme der plastischen Dehnung und der Bearbeitungsdauer.

Unter der Voraussetzung einer Korrelation zwischen der plastischen Dehnung und der Kaltverfestigung der untersuchten Metalle weisen die Ergebnisse der Simulationen und der Festklopfversuche eine hohe Übereinstimmung auf. Durch die Simulationen konnten die Wechselwirkungen der Festklopfparameter unabhängig von versuchstechnischen Randbedingungen betrachtet werden und es wurden konkrete Stellmechanismen für die Prozessführung der Festklopfbearbeitung identifiziert.

## 6 Einfluss der Prozessparameter

Das Festklopfverfahren besitzt viele Prozessparameter, die entscheidend zum Bearbeitungserfolg beitragen und sich gegenseitig beeinflussen. Die bekannten analytisch-empirischen Zusammenhänge, die im Abschnitt 2.3 *Wirkprinzip mechanischer Oberflächenbehandlung* zusammengefasst wurden, sowie die vorgestellten Versuche und FEM-Simulationen geben einen Einblick in die Auswirkung der verschiedenen Einflussgrößen auf die Oberflächen- und Randschichteigenschaften festgeklopfter Werkstücke.

Wegen der Komplexität der gegenseitigen Wechselwirkungen aller Festklopfparameter ist es sehr aufwendig, einen Parametersatz für die Bearbeitung eines Werkstücks mit gegebenen Material- und Oberflächeneigenschaften zu bestimmen, der ein definiertes Ziel bezüglich Einglättung, Verfestigung und Prozessdauer erfüllt. Es ist praktikabler, die optimalen Parameter schrittweise zu bestimmen, da bei jedem Schritt nur die jeweils relevanten Beziehungen berücksichtigt werden müssen. Nachfolgend wird gezeigt, dass es z.B. möglich ist, den optimalen Kugeldurchmesser für die Einglättung eines gegebenen Werkstücks zu bestimmen, ohne den Abdruckabstand, den Aufprallwinkel oder die Zielrauheit festgelegt zu haben.

Es hat sich bewährt, zuerst den Kugeldurchmesser in Abhängigkeit von der Werkstückgeometrie und dem Bearbeitungsziel zu wählen. Danach wird eine geeignete Aufprallenergie als Funktion des Werkstückmaterials und der Oberflächenstruktur ermittelt und zuletzt wird der Abdruckabstand als Kompromiss zwischen Bearbeitungsergebnis und Prozessdauer festgelegt.

In diesem Abschnitt wird zunächst der Einfluss des Werkstückmaterials und der genannten Steuergrößen auf das Ergebnis der Festklopfbearbeitung beschrieben. Anschließend wird die Wirkung weiterer Prozessparameter herausgestellt, die in der Realität häufig vorgegeben sind oder sich bei der Bearbeitung von Umformwerkzeugen nur sehr begrenzt steuern lassen. Hierzu gehören z.B. das Festklopfsystem, die Bearbeitungsmaschine und der Aufprallwinkel.

### 6.1 Einfluss des Werkstück- und Werkzeugmaterials

Die Ergebnisse der Aufprallversuche und der FEM-Simulationen zeigen, dass das Werkstückmaterial einen wesentlichen Einfluss auf die Effekte der Festklopfbearbeitung hat. So führte z.B. ein Stoß gegen das Material ZnAl4Cu3 mit einem Kugeldurchmesser von 20 mm und einer Aufprallenergie von 0,517 J zu einem Abdruckdurchmesser von 2,5 mm, während der Abdruckdurchmesser nach einem Stoß mit denselben Parametern gegen das Material 1.2358 nur 1,7 mm betrug. Deutliche Unterschiede zeigten sich auch bei den Festklopfversuchen. Die Festklopfbearbeitung mit einem Kugeldurchmesser von 20 mm, einem Abdruckabstand von 0,2 mm und einer Aufprallenergie von 0,35 mJ führte bei der mit Zeilensprung 0,8 mm gefrästen Probe aus ZnAl4Cu3 zu einer mittleren Einglättung von 60% und bei der Probe aus 1.2358 wurde unter denselben Voraussetzungen nur eine mittlere Einglättung von 8% erreicht.

Betrachtet man das Werkstückmaterial in der Aufpralleinflusszone als homogenes Kontinuum, dann wird die elastische Verformung des Werkstücks unter einer gegebenen Last durch dessen Elastizitätsmodul und Querkontraktionszahl bestimmt, während die plastische Verformung hauptsächlich von der Dehngrenze unter Aufprallbedingungen abhängt (siehe Gleichungen 6, 8, 13 und 16). Der Einfluss der Dehngrenze steigt im Vergleich zu den elastischen Eigenschaften mit dem Verhältnis von plastischer zu elastischer Verformung [32].

Die Dehngrenze von Metallen hängt in der Regel stark von der Belastungsgeschwindigkeit ab. Die nach Tabor [38] berechneten Dehnraten beim Festklopfen liegen deutlich über 100%/s und deswegen führt die Verwendung von Dehngrenzen aus Materialprüfungen mit Dehnraten weit unter 100%/s zu einem nicht vernachlässigbaren Fehler bei der Berechnung der plastischen Verformung. Zur Bestimmung der Dehngrenze bei hohen Dehnraten aus der Dehngrenze bei niedrigen Dehnraten führt Goldsmith [49] einen Dehnratenkoeffizienten ein. Bild 49 zeigt den empirisch hergeleiteten Zusammenhang zwischen dem Dehnratenkoeffizienten und der 0,2%-Dehngrenze für Stahl und Aluminium.

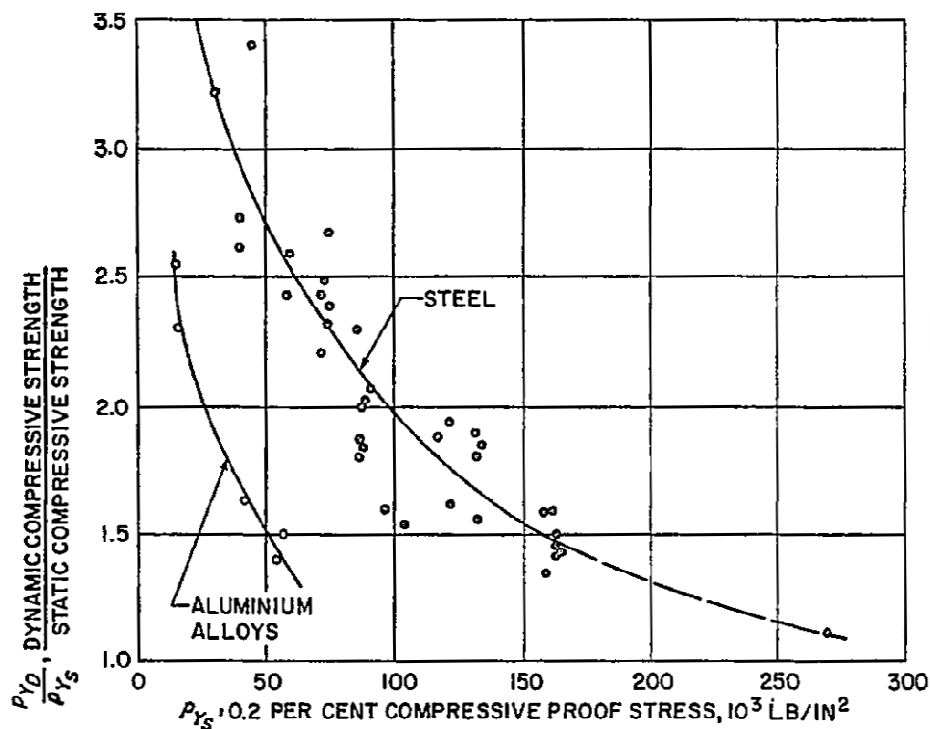


Bild 49: Dehnratenkoeffizient in Abhängigkeit von der 0,2%-Dehngrenze für Stahl und Aluminium nach Goldsmith [49]

Tabelle 12 enthält die 0,2%-Dehngrenze  $R_{p0,2}$ , den nach Goldsmith ermittelten Dehnratenkoeffizienten und die daraus bestimmte Dehngrenze  $R_{pA}$  bei Dehnraten unter Aufprallbedingungen für alle in dieser Arbeit getesteten Materialien.

Tabelle 12: Dehngrenzen bei Dehnraten unter Aufprallbedingungen

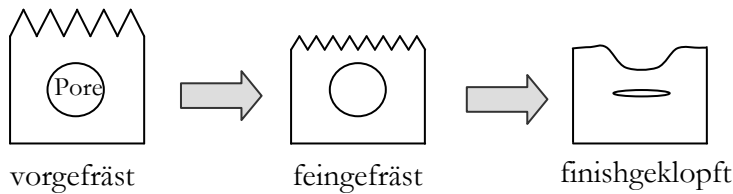
Material	$R_{p0,2}$	Dehnraten- koeffizient	$R_{pA}$
1.2358	730 MPa	2,00	1460 MPa
1.2379	300 MPa	2,75	825 MPa
EN-GJS-HB265	420 MPa	2,50	1050 MPa
S235 JR	235 MPa	3,00	705 MPa
ZnAl4Cu3	150 MPa	3,00	450 MPa
AlMg4,5Mn0,7	148 MPa	2,00	296 MPa

In Abschnitt 5.2 *Modellverifikation* wurde bereits festgestellt, dass der nach Johnson berechnete Abdruckdurchmesser gute Übereinstimmung mit den Ergebnissen der Aufprallversuche zeigt, wenn die nach Goldsmith ermittelte Dehngrenze bei hohen Belastungsgeschwindigkeiten als Materialparameter verwendet wird. Da Goldsmith keine entsprechenden Beziehungen für Zink-Legierungen präsentiert, wurde der Dehnratenkoeffizient des Materials ZnAl4Cu3 durch Rückschluss ermittelt.

Die Produktionsversuche, deren Ergebnisse im Kapitel 7 vorgestellt werden, zeigen, dass besonders die Gusswerkstoffe EN-GJS-HB265 und ZnAl4Cu3 bisher nicht betrachtete Inhomogenitäten wie Poren und Lunker aufweisen, die einen starken Einfluss auf das Ergebnis der Festklopfbearbeitung haben. Lunker in der Nähe der Werkstückoberfläche führen dazu, dass der Widerstand gegen Verformung lokal deutlich reduziert ist und konstante Festklopfparameter zu unterschiedlich tiefen Abdrücken führen. Die Verteilung der Lunker innerhalb des Werkstücks ist von außen nicht zu erkennen und fällt von Werkstück zu Werkstück sehr unterschiedlich aus. Das Ausmaß der erzeugten Vertiefungen ist deswegen erst nach der Festklopfbearbeitung lunkerhaltiger Werkstücke erkennbar. Die eingebrachten Oberflächenstrukturen können sich beim Ziehvorgang auf das Karosseriebauteil übertragen und eine aufwendigen Nacharbeit des festgeklopften Ziehwerkzeugs erfordern, um die Qualitätsanforderungen an das Bauteil zu erfüllen.

Da die Position und Größe möglicher Lunker vor der Festklopfbearbeitung unbekannt ist, kann nur präventiv in den Prozess eingegriffen werden. Bei den Produktionsversuchen wurde festgestellt, dass die Ausprägung lunkerbedingter Vertiefungen durch die Verwendung kleiner Aufprallenergien und großer Klopfkugeldurchmesser wegen der geringeren Tiefenwirkung reduziert wird. Außerdem wurden positive Erfahrungen mit der Vorverdichtung von Ziehwerkzeugen aus EN-GJS-HB265 gemacht. Vorverdichtung bedeutet, dass die Werkstückoberfläche vor der letzten Fräsbearbeitung mit großem Abdruckabstand und kleiner Kugel festgeklopft wird, um die Lunker schon vor dem Oberflächenfinish einzudrücken. Bild 50 zeigt die Wirkungsweise der Vorverdichtung anhand einer Schnittdarstellung durch die Randschicht des Werkstücks.

### Festklopfbearbeitung ohne Vorverdichtung



### Festklopfbearbeitung mit Vorverdichtung

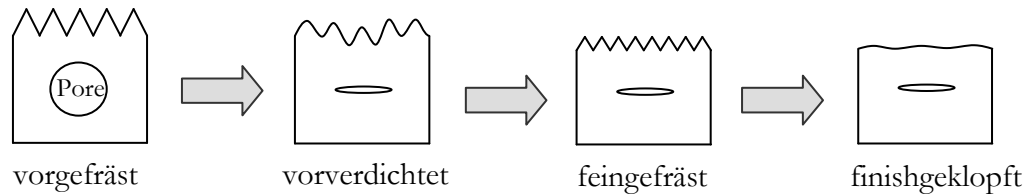


Bild 50: Schematische Schnittdarstellung durch die Randschicht des Werkstücks zur Illustration der Wirkungsweise der Vorverdichtung

Der zusätzliche Prozessschritt der Vorverdichtung erhöht die Bearbeitungsdauer und damit die Kosten der Festklopfbearbeitung. In Kapitel 7 *Produktionsversuche* wird der quantitative Einfluss der Vorverdichtung auf die Gesamtbearbeitungskosten anhand eines Beispiels vorgestellt.

Neben dem Werkstückmaterial hat auch das Werkzeugmaterial einen entscheidenden Einfluss auf den Erfolg der Festklopfbearbeitung. Wie bei den in Abschnitt 2.2 *Verfahren der maschinellen Oberflächenbearbeitung* beschriebenen Verfahren Kugelstrahlen und Festwalzen kommt es beim Festklopfen darauf an, dass die Klopfkugel eine hohe Festigkeit im Vergleich zum Werkstückmaterial besitzt, damit die Aufprallenergie vor allem für die Verformung des Werkstücks und nicht für die Verformung der Kugel genutzt wird. Beim Festwalzen und Festklopfen sollte das Werkzeug nur elastisch verformt werden, um die Maßhaltigkeit der Kugel bzw. der Walze über einen langen Einsatzzeitraum zu gewährleisten.

Im Bezug auf die Wirkungsweise mechanischer Oberflächenbehandlung muss das Werkzeugmaterial einen großen Elastizitätsmodul und eine hohe Dehngrenze besitzen. Daneben erfordert die Festklopfbearbeitung eine hohe Oberflächenhärte und eine ausreichende Zähigkeit des Werkzeugs, um sowohl abrasivem Verschleiß als auch Spröbruch vorzubeugen. Die in dieser Arbeit vorgestellten modellhaften Festklopfversuche und Produktionsversuche an realen Umformwerkzeugen wurden mit Vollhartmetallkugeln aus Wolframcarbid in einer 15% Cobalt-Matrix durchgeführt.

Selbst nach einigen hundert Bearbeitungsstunden mit einer Vollhartmetallkugel wurde kein Nachlassen der Einglättungswirkung aufgrund des Werkzeugverschleißes festgestellt. Deswegen reichten die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Produktionsversuche (siehe Kapitel 7) nicht aus, um ein Wartungs- oder Austauschintervall für die Klopfkugeln

festzulegen. Dabei ist zu beachten, dass die Werkstückmaterialien der Produktionsversuche eine vergleichsweise geringe Festigkeit besitzen. Das verwendete Hartmetall besitzt ein Elastizitätsmodul von 500.000 MPa, eine Druckfestigkeit von 4.400 MPa und eine Härte von 1250 HV [51]. Vor dem Bruch tritt bei Wolframcarbid-Hartmetallen mit einem Cobalt Anteil von <20% keine nennenswerte plastische Verformung ein. Damit liegen die verformungsrelevanten Eigenschaften des Werkzeugs 3-fach bis 10-fach über den Werten der Werkstückmaterialien EN-GJS-HB265 und ZnAl4Cu3 (vgl. Tabelle 1).

Aufgrund der deutlichen Festigkeitsunterschiede zwischen Werkzeug und Werkstück, wurde die Klopfkugel für die FEM-Simulationen als starrer Körper modelliert. Die gute Übereinstimmung mit den Ergebnissen der Aufprallversuche weist darauf hin, dass der Einfluss der Werkzeugverformung auf die Ausprägung des erzeugten Abdruckdurchmessers und die Energiebilanz des Stoßes gering ist.

## 6.2 Einfluss des Kugeldurchmessers

Die in dieser Arbeit vorgestellten Festklopfversuche und FEM-Simulationen zeigen übereinstimmend, dass ein möglichst großer Kugeldurchmesser zu wählen ist, um eine hohe Einglättung bei gleichzeitig geringer Bearbeitungsdauer zu erreichen. Dieser Zusammenhang gilt laut Virkus [34] auch für das Festwalzverfahren und ist darin begründet, dass das Verhältnis von Abdrucktiefe zu Abdruckfläche bei konstantem verdrängtem Materialvolumen mit steigender Kugelgröße sinkt. Ein kleines Verhältnis von Abdrucktiefe zu Abdruckfläche ist günstig für die Einglättung, da der Höhenunterschied zwischen der Schnittlinie zweier benachbarter Abdrücke und den tiefsten Punkten der Abdrücke gering ausfällt.

Die Größe der verwendbaren Kugel wird beim Festklopfen vor allem durch zwei Randbedingungen begrenzt. Der Radius der Kugel darf nicht größer sein als der kleinste zu bearbeitende Innenradius, da sonst keine Zugänglichkeit besteht und die Kugel darf nur so groß sein, dass die maximal erzeugbare Aufprallenergie ausreicht, um die Rauheitsspitzen ausreichend plastisch zu verformen.

Wenn Werkstücke festgeklopft werden sollen, die über relativ wenige sehr kleine Innenradien verfügen, kann es vorteilhaft sein, verschiedene Kugelgrößen zu verwenden. Das bedeutet, dass zuerst alle ebenen Bereiche, Außenradien und größeren Innenradien mit einer relativ großen Klopfkugel bearbeitet werden und anschließend die kleineren Innenradien mit einer entsprechend kleinen Kugel nachgeholt werden. Da diese Strategie auch bei der spanenden Bearbeitung von Formoberflächen mit Kugel- oder Torusfräsern angewendet wird, verfügen gängige NC-Programmiersysteme über entsprechende Funktionen. Es muss dabei darauf geachtet werden, dass alle Prozessparameter auf die verschiedenen Kugelgrößen angepasst werden, um keine ausgeprägten Ansätze zu erhalten.

Es ist eine Besonderheit der Blechumformung, dass kleine Innenradien von Ziehwerkzeugen häufig vom Blech überspannt werden und an diesen Stellen keine Relativbewegung zwischen Werkzeug und Blech stattfindet (siehe Bild 51). Diese Innenradien müssen freigeätzt aber nicht geklopft werden, so dass das Nachholen der kleinsten Innenradien entfallen kann.

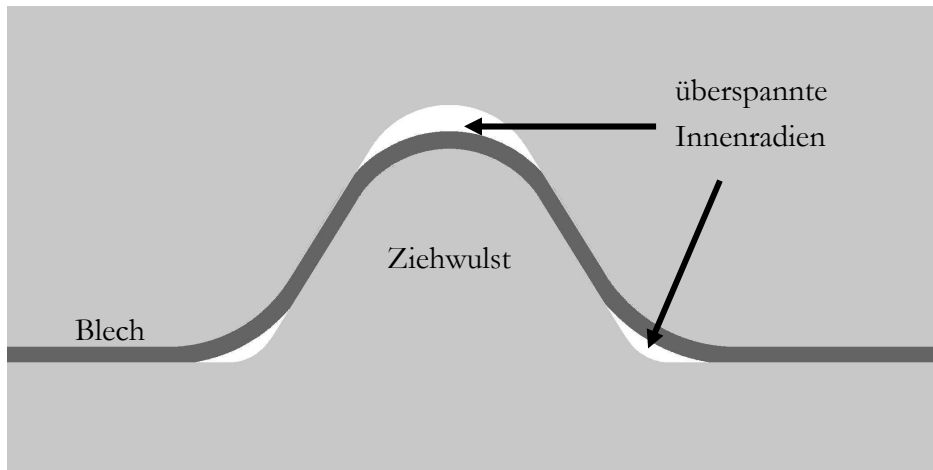


Bild 51: Schematische Schnittdarstellung der Blechlage in einer Ziehwalst

Wenn die optimale Kugelgröße in Abhängigkeit von der Werkstückgeometrie gewählt wurde und die maximal erzeugbare Aufprallenergie des verwendeten Festklopfsystems nicht ausreicht, um die Rauheitsspitzen ausreichend stark einzuglätten, muss aus diesem Grund eine kleinere Kugel gewählt werden. Im folgenden Abschnitt *6.3 Einfluss der Aufprallenergie* wird beschrieben wie die benötigte Aufprallenergie in Abhängigkeit von dem Kugeldurchmesser, dem Werkstückmaterial und der Oberflächenstruktur berechnet werden kann. Die maximal erzeugbare Aufprallenergie der getesteten Festklopfsysteme kann aus den in Abschnitt *6.6 Einfluss des Festklopfsystems* vorgestellten Zusammenhängen ermittelt werden.

Wenn statt der Einglättung die Kaltverfestigung im Fokus der Festklopfbearbeitung steht, sind Kugeln mit großem Durchmesser nicht geeignet. Die Festklopffversuche und FEM-Simulationen zeigen, dass sowohl der Maximalwert als auch die Wirtktiefe der plastischen Dehnung bei der Verwendung großer Kugeln gering ausfällt. Die Wirtktiefe steigt mit abnehmendem Kugeldurchmesser und für die Erzeugung einer hohen Maximaldehnung existiert eine optimale Kugelgröße in Abhängigkeit von den jeweiligen Randbedingungen.

Laut Johnson [32] und Tabor [38] ist das verdrängte Materialvolumen proportional zur Aufprallenergie und unabhängig vom Kugeldurchmesser. Um eine große Wirtktiefe zu erreichen, ist daher ein großes Verhältnis zwischen Abdrucktiefe und Abdruckfläche erforderlich, da damit auch das Verhältnis von axialer zu radialer Wirkung der plastischen Dehnung steigt. Zur Erzeugung eines großen Maximalwertes ist dagegen ein ausgewogenes Verhältnis von axialer zu radialer Wirkung vorteilhaft, da in diesem Fall der Rückhalt des umgebenden rein elastisch verformten Materials bezogen auf das Volumen der Aufpralleinflusszone minimiert ist.

Zusammenfassend steigt die erreichbare Einglättung mit der Größe der Klopfkugel, während die Intensität der Kaltverfestigung sinkt. Dieser Zielkonflikt ist bereits aus der



Festwalzbearbeitung bekannt und führt dazu, dass je nach Anwendungsfall der beste Kompromiss gefunden werden muss.

### 6.3 Einfluss der Aufprallenergie

Die Ergebnisse der Aufprallversuche bestätigten die Beobachtungen von Johnson [32] und Tabor [38], dass der Grad der plastischen Verformung beim Kontakt zwischen Klopfkugel und Werkstück eine Funktion der Aufprallenergie ist. Damit lässt sich der Einfluss von Aufprallgeschwindigkeit und Stößelmasse zum Einfluss der Aufprallenergie zusammenfassen. Die Masse des Stößels hängt vor allem von den Eigenschaften des verwendeten Festklopfsystems ab und lässt sich nur bedingt ändern. Deswegen wird die Aufprallenergie in der Regel über die Beeinflussung der Aufprallgeschwindigkeit gesteuert.

Für eine optimale Einglättung muss die Aufprallenergie in Abhängigkeit von dem Kugeldurchmesser, den Materialeigenschaften und der Oberflächenrauheit mindestens so groß gewählt werden, dass das Volumen der Rauheitsspitzen beim Aufprall verdrängt wird. Die Aufprallenergie sollte aber auch nicht viel größer gewählt werden, um ausgeprägte Materialanhäufungen durch exzessive Verdrängung des Grundmaterials zu vermeiden.

Der Zusammenhang zwischen Aufprallenergie und verdrängtem Materialvolumen (Gl. 13) wurde bereits im Abschnitt 2.3.1 *Einglättung* vorgestellt. Um eine möglichst hohe Einglättung zu erreichen, muss die Eindringtiefe der Kugel in der Größenordnung der Rautiefe liegen. Das dafür zu verdrängende Materialvolumen entspricht in etwa dem theoretischen Schnittvolumen zwischen Kugel und Werkstück. Das Volumen der Rauheitsspitzen ist dabei nur ein Anteil des entsprechenden Kugelabschnittsvolumens (siehe Bild 52). Die Rautiefe  $R_t$  und der Volumenanteil der Rauheitsspitzen lassen sich messtechnisch ermitteln oder für kugelgefräste Oberflächen unter der Annahme kreisabschnittsförmiger Bahnen geometrisch herleiten.

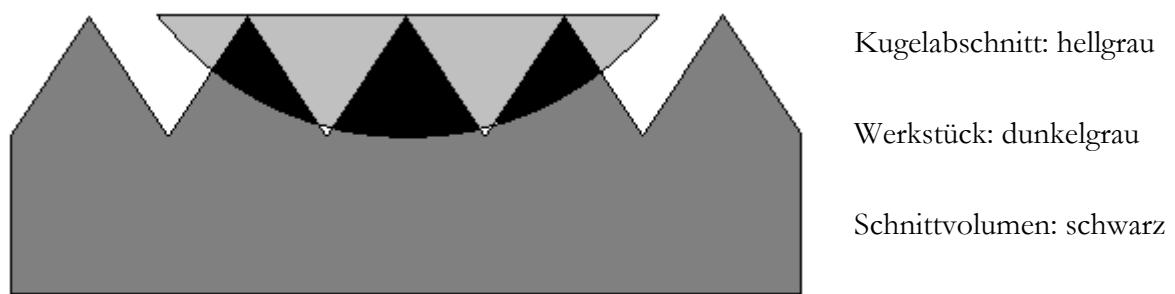


Bild 52: Zweidimensionale Darstellung des Schnittvolumens zwischen Kugel und Werkstück für Eindringtiefe = Rautiefe (schematisch)

Unter diesen Voraussetzungen lässt sich die optimale Aufprallenergie  $W_A$  für die Einglättung in Abhängigkeit von der Dehngrenze  $R_{pA}$  des Werkstücks unter Aufprallbedingungen und dem Schnittvolumen  $V_S$  zwischen Kugel und Werkstück berechnen.

$$W_A = 3R_{pA} \cdot V_S \quad \text{Gl. 32}$$

Über die Gleichungen 10 und 13 lässt sich das Schnittvolumen zwischen der Klopfkugel und einem ebenen Werkstück näherungsweise bestimmen. Zur Berücksichtigung der Oberflächenrauheit wird der Ausdruck mit deren Volumenanteil  $\varphi$  multipliziert.

$$V_S \approx \frac{\pi \cdot R_t^2 \cdot r_K}{4} \cdot \varphi \quad \text{Gl. 33}$$

Der Volumenanteil der Rauheitsspitzen kugelgefräster Oberflächen kann unter der Annahme kreisabschnittsförmiger Fräsbahnen mit Radius  $r_F$  geometrisch hergeleitet werden. Die nachfolgend vorgestellte Gleichung 34 gilt unter der Voraussetzung, dass sowohl der Zeilensprung  $f$  der Fräsbearbeitung als auch die Rautiefe  $R_t$  viel kleiner als der Radius  $a$  der maximalen Kontaktfläche zwischen Kugel und Werkstück sind.

$$\varphi = 1 - \frac{\pi \cdot r_F^2 \cdot \frac{2 \arcsin\left(\frac{f}{2r_F}\right)}{360^\circ} - \frac{f}{2}(r_F - R_t)}{f \cdot R_t} \quad \text{für } f, R_t \ll a \quad \text{Gl. 34}$$

Der Volumenanteil  $\varphi$  beträgt unter den im karosserietechnischen Großwerkzeugbau typischen Verhältnissen beim HSC-Schlichten von Ziehwerkzeugen in etwa 1/3. Als Rautiefe kann die theoretische Rautiefe laut Gl. 1 bzw. 4 eingesetzt werden.

Tabelle 13 zeigt das Ergebnis der Berechnung der optimalen Aufprallenergie für eine Auswahl von Parameterkombinationen der Festklopfversuche.

Tabelle 13: Berechnete optimale Aufprallenergie für ausgewählte Parametersätze

Kugeldurchmesser	Werkstückmaterial	Fräszeile	über Gl. 32 ermittelte optimale Aufprallenergie
20 mm	1.2358	0,8 mm	2,04 mJ
20 mm	ZnAl4Cu3	0,8 mm	0,63 mJ
8 mm	ZnAl4Cu3	0,8 mm	0,25 mJ

Der Vergleich der berechneten optimalen Aufprallenergie mit den für die Festklopffversuche gewählten Aufprallenergien ergibt, dass die größere Aufprallenergie (0,7 mJ) für die Bearbeitung der grob gefrästen Probe aus 1.2358 mit einem Kugeldurchmesser von 20 mm zu gering war, während die kleinere Aufprallenergie (0,35 mJ) für die Bearbeitung der grob gefrästen Probe aus ZnAl4Cu3 mit einem Kugeldurchmesser von 8 mm zu groß war. Die größte Übereinstimmung zwischen der berechneten und den getesteten Aufprallenergien zeigt sich bei der Festklopfbearbeitung der grob gefrästen Probe aus ZnAl4Cu3 mit einem Kugeldurchmesser von 20 mm. Die Topographien der entsprechenden Felder bestätigen diese Zusammenhänge (siehe Bild 37 und Bild 39).

Unter ansonsten konstanten Randbedingungen steigen die Wirtiefe und der Maximalwert der plastischen Dehnung mit dem Volumen des beim Aufprall verdrängten Materials und damit mit der Aufprallenergie. Wenn die Kaltverfestigung im Fokus der Festklopfbearbeitung steht, ist also eine möglichst große Aufprallenergie zu erzeugen.

#### **6.4 Einfluss des Abdruckabstands**

Der Abdruckabstand beim Festklopfen wird in Zustellrichtung durch den Zeilensprung und in Vorschubrichtung durch das Verhältnis von Schlagfrequenz und Vorschubgeschwindigkeit bestimmt. Alle in dieser Arbeit gezeigten Festklopffversuche wurden mit demselben Abdruckabstand in Vorschub- und in Zustellrichtung durchgeführt, da vorangegangene Untersuchungen [29] gezeigt haben, dass unterschiedliche Abdruckabstände zu einem inhomogenen Festklopfergebnis führen.

Die Inhomogenität äußerte sich bei den damaligen Versuchen vor allem in der Verteilung der erzeugten Druckeigenspannungen. Die Proben aus EN-GJS-HB265 und verschiedenen Werkzeugstählen wurden mit einem Abdruckabstand von 0,2 mm in Vorschubrichtung und einem Abdruckabstand von 0,1 mm in Zustellrichtung geklopft. Die Messung der Eigenspannungen an der Oberfläche ergab bei allen Materialien, dass die durch Festklopfen erzeugten Druckeigenspannungen in Zustellrichtung etwa doppelt so groß wie in Vorschubrichtung waren.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden Eigenspannungsmessungen an einer Probe aus EN-GJS-HB265 durchgeführt, die mit einem Abdruckabstand von 0,4 mm in Vorschub- und Zustellrichtung geklopft wurde, um nachzuweisen, dass eine gleichmäßige Verteilung der Abdrücke auch zu einer gleichmäßigeren Eigenspannungsverteilung führt. Bild 53 zeigt die Ergebnisse der Eigenspannungsmessungen.

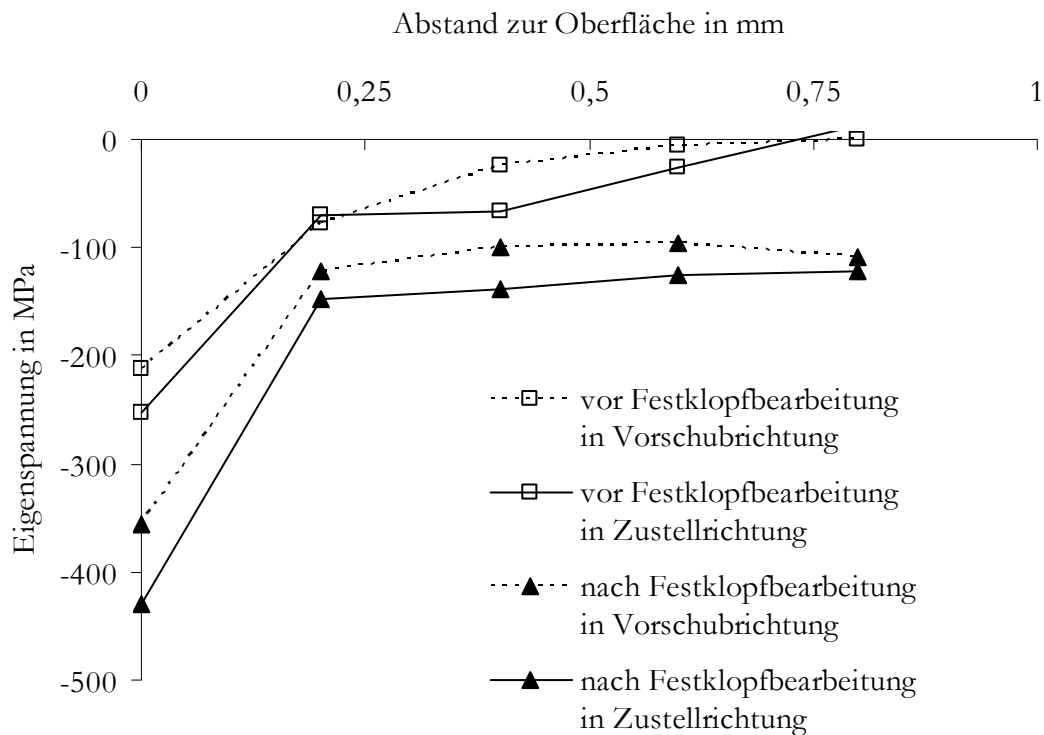


Bild 53: Eigenspannungsverteilung vor und nach Festklopfbearbeitung

Der Unterschied der Eigenspannungswerte in Vorschub- und Zustellrichtung ist deutlich geringer als bei den vorangegangenen Untersuchungen. Es ist zu sehen, dass der nach der Festklopfbearbeitung gemessene Unterschied teilweise schon nach der Fräsbearbeitung vorhanden war.

Die Festklopfversuche und FEM-Simulationen haben gezeigt, dass eine Verringerung des Abdruckabstands beim Festklopfen zu einer Erhöhung der relativen Einglättung und der Verfestigungswirkung führt. Dabei steigt sowohl der Maximalwert als auch die Wirtiefe der plastischen Dehnung mit abnehmendem Abdruckabstand. Der Einfluss des Abdruckabstands auf die Effekte der Festklopfbearbeitung war dabei unter den Randbedingungen dieser Untersuchungen weitgehend unabhängig von weiteren Einflussgrößen. Da die Bearbeitungsdauer quadratisch mit sinkendem Abdruckabstand ansteigt, hängt die Wirtschaftlichkeit der Festklopfbearbeitung entscheidend von der Wahl des Abdruckabstands ab.

Aus diesem Grund sollte zuerst der optimale Kugeldurchmesser und die optimale Aufprallenergie für die jeweilige Bearbeitungsaufgabe ermittelt werden, um anschließend den größten Abdruckabstand zu wählen mit dem das geforderte Bearbeitungsziel erreicht wird. Durch diese Vorgehensweise wird das Kosten-Nutzen-Verhältnis der Festklopfbearbeitung optimiert.

Bei der Festklopfbearbeitung von Umformwerkzeugen hat sich herausgestellt, dass der optimale Abdruckabstand in der Regel etwas kleiner als der nach Johnson [32] ermittelte

Abdruckradius ist. Deswegen eignet sich der berechnete Abdruckradius als Startwert für die Ermittlung des optimalen Abdruckabstands durch Versuch oder Simulation. Der Abdruckradius lässt sich in Abhängigkeit von dem Kugeldurchmesser, der Aufprallenergie und dem Werkstückmaterial unter Vernachlässigung der elastischen Rückformung über Gleichung 13 berechnen.

### 6.5 Einfluss des Zustell- und Aufprallwinkels

Ein Aufprallwinkel von weniger als  $90^\circ$  führt dazu, dass nur ein Teil der kinetischen Aufprallenergie zur Verformung des Werkstücks beiträgt. Dadurch wird das verdrängte Materialvolumen und damit die Intensität der Verformung reduziert. Wenn das Ziel der Festklopfbearbeitung eine starke plastische Verformung der Randschicht ist, dann sollten flache Aufprallwinkel also vermieden werden. Zur Verdeutlichung dieses Zusammenhangs zeigt Bild 54 die schematischen Kräftegleichgewichte zwischen Impulsänderung und Verformung bei einem senkrechten und einem angestellten Stoß.

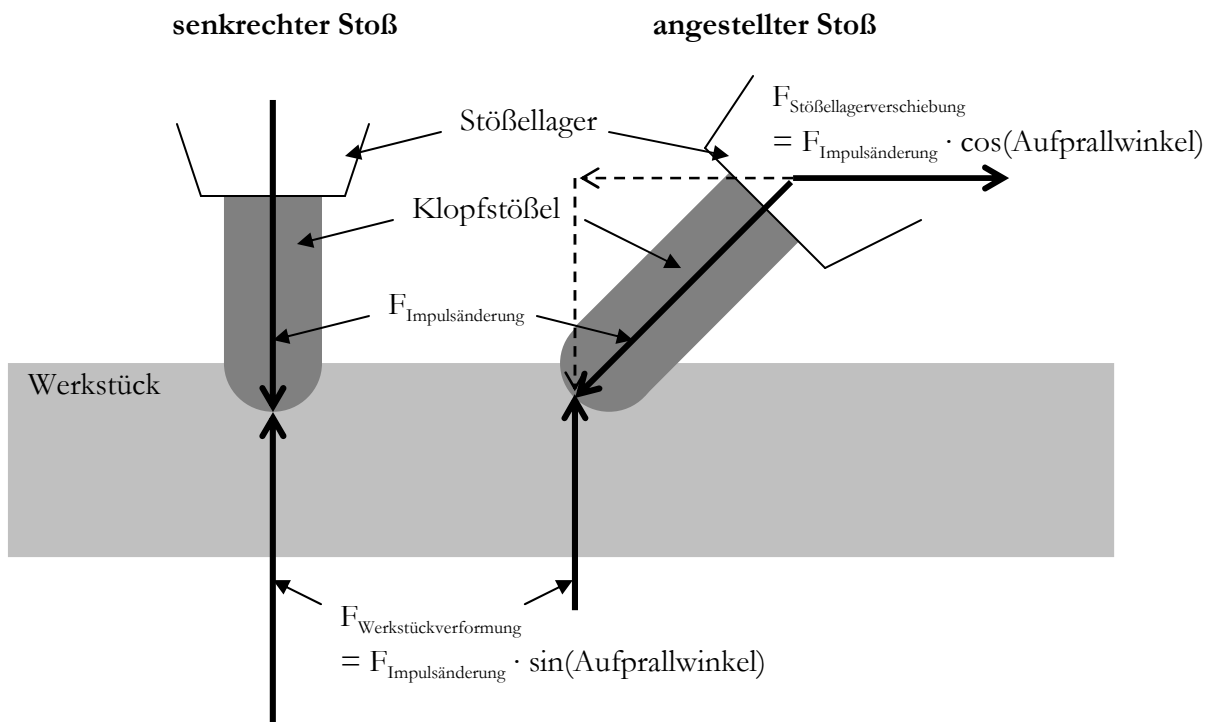


Bild 54: Schematische Kräftegleichgewichte bei senkrechtem und angestelltem Stoß

Beim angestellten Stoß wird der Stößel seitlich ausgelenkt. Nach der Überwindung des Stößelspiels wird die weitere Auslenkung von der Stößellagerung behindert und es findet eine Wechselwirkung zwischen der radialen Komponente der Impulsänderungskraft und der Rückhaltekraft aufgrund der Verschiebung der Stößellagerung statt. Die Kraft-Verformungs-Beziehung beim angestellten Stoß hängt also von der Steifigkeit des Festklopfsystems und der Bearbeitungsmaschine ab. Bei der Verwendung eines Roboters mit sechs Rotationsachsen als Träger für das Festklopfsystem hängt die resultierende Steifigkeit des Systems in besonderem Maße von der jeweiligen Stellung der einzelnen Achsen ab.

Obwohl die größte Intensität der Festklopfbearbeitung mit einem Aufprallwinkel von  $90^\circ$  erreicht wird, haben die Festklopfversuche gezeigt, dass eine leichte Anstellung unter bestimmten Voraussetzungen zu einer Erhöhung der relativen Einglättung führt. Dieser Effekt tritt dann auf, wenn die Oberflächenrauheit nach der Festklopfbearbeitung mit einem Aufprallwinkel von  $90^\circ$  von den erzeugten Materialanhäufungen dominiert wird. Unter diesen Umständen tragen die reduzierte Intensität und die seitliche Relativbewegung der Kugel gegen die Werkstückoberfläche zur Verringerung der erzeugten Materialanhäufungen bei. Die relative Einglättung ist dabei höher wenn die Anstellung in Richtung der Zustellung der Festklopfbearbeitung anstatt in Richtung des Vorschubs erfolgt. Bild 55 zeigt den Unterschied anhand der Topographie einer mit Kugeldurchmesser 8 mm, Abdruckabstand 0,4 mm und Aufprallenergie 0,35 mJ geklopften Probe aus ZnAl4Cu3.

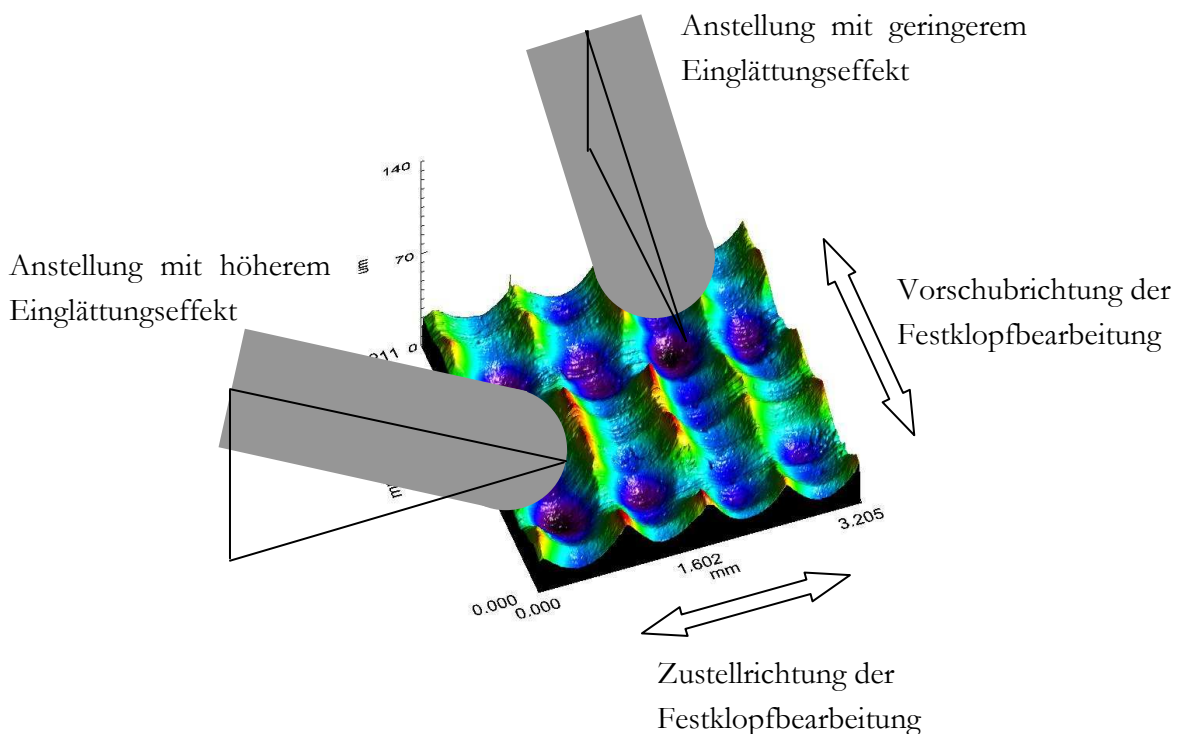


Bild 55: Anstellung bezogen auf Zustell- und Vorschubrichtung der Festklopfbearbeitung

Es wurde bereits im Abschnitt 6.3 *Einfluss der Aufprallenergie* beschrieben, dass die Erzeugung ausgeprägter Materialanhäufungen durch die Wahl einer geeigneten Aufprallenergie vermieden werden sollte, um eine möglichst hohe Einglättung zu erreichen. Die Festklopfversuche haben gezeigt, dass der optimale Aufprallwinkel  $90^\circ$  beträgt, wenn keine ausgeprägten Materialanhäufungen erzeugt werden (siehe Bild 42). Beim Betrieb des elektrodynamischen und des pneumatischen Festklopfsystems kann die Systemleistung und damit die Aufprallenergie nicht beliebig reduziert werden. Für beide Systeme existiert eine untere Grenze der Systemleistung bei der gleichmäßige Schläge gegen das Werkstück gewährleistet sind. Wenn schon bei der minimalen Aufprallenergie des verwendeten Festklopfsystems unter einem Aufprallwinkel von  $90^\circ$  starke Materialanhäufungen an der Werkstückoberfläche erzeugt werden, führt die Reduzierung des Aufprallwinkels zu einer Verbesserung der Einglättungswirkung.

Bei der Festklopfbearbeitung von Umformwerkzeugen ist zu beachten, dass es mangels Zugänglichkeit nicht möglich ist, einen konstanter Aufprallwinkel umzusetzen. Zur Veranschaulichung zeigt Bild 56 die rechnerunterstützte Kollisionsbetrachtung zwischen dem elektrodynamischen Schlagwerkzeug und einem Ziehstempel zur Herstellung von Heckdeckel Innenblechen bei flächennormaler Bearbeitung. Es hat sich in der Praxis bewährt die NC-Bahnen so zu programmieren, dass der Aufprallwinkel nur in einem festgelegten Bereich (z.B.  $45^\circ - 90^\circ$ ) variiert.

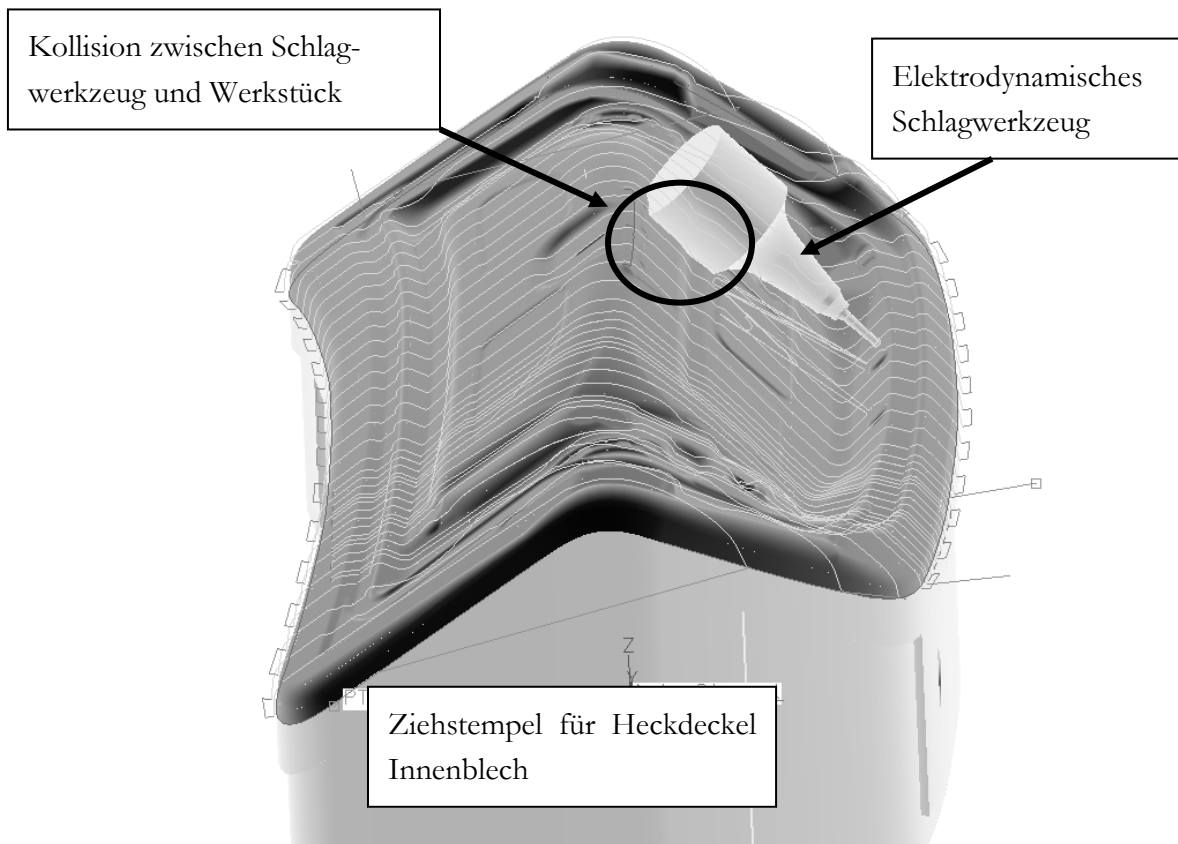


Bild 56: Kollision zwischen Werkzeug und Werkstück bei flächennormaler Bearbeitung

Unter den Randbedingungen der in dieser Arbeit vorgestellten Festklopfversuche hatte der Zustellwinkel einen nur geringen Einfluss auf das Ergebnis der Festklopfbearbeitung. Die durchgeführten Untersuchungen weisen aber darauf hin, dass es für den Einglättungseffekt der Festklopfbearbeitung ungünstig ist, die Festklopfbahnen genau in die Riefen der Fräsbearbeitung zu legen. Die mögliche Überlagerung von Fräsriefen und Klopfrillen kann präventiv durch die Wahl eines Zustellwinkels  $> 0^\circ$  vermieden werden.

### **6.6 Einfluss des Festklopfsystems**

Im Rahmen dieser Arbeit wurde die Eignung verschiedener Schlagwerkzeuge für die Festklopfbearbeitung getestet. Dabei handelte es sich um ein elektrodynamisches Festklopfsystem der Fa. KWL (Konstruktion und Werkzeugbau Löcker), ein selbstentwickeltes piezoelektrisches Festklopfsystem und pneumatische Festklopfsysteme auf Basis von Schlagwerkzeugen der Fa. Atlas Copco. Die Produktionsversuche an Umformwerkzeugen wurden mit dem elektrodynamischen Festklopfsystem und dem pneumatischen Schlagwerkzeug P2505 durchgeführt.

Damit ein Schlagwerkzeug für die Festklopfbearbeitung von Umformwerkzeugen erfolgreich eingesetzt werden kann, müssen verschiedene Bedingungen erfüllt sein. Die Aufprallenergie muss über einen weiten Bereich fein einstellbar sein, um die Prozessparameter an unterschiedliche Werkstückmaterialien und -geometrien anzupassen. Der Hub des Festklopfsystems muss größer als die geometrischen Prozesstoleranzen sein oder es muss eine Vorspannung des Schlagwerkzeugs gegen das Werkstück vorgesehen werden, damit die Klopfkugel das Werkstück immer gleichmäßig trifft. Außerdem ist es für die Wirtschaftlichkeit des Verfahrens entscheidend, dass das Festklopfsystem eine hohe Schlagfrequenz erreicht.

Nachfolgend werden die Funktionsprinzipien elektrodynamischer, piezoelektrischer und pneumatischer Festklopfsysteme vorgestellt und gezeigt wie sich die Wahl des Antriebs und der Erregungsparameter auf den Festklopfprozess auswirken.

#### **6.6.1 Elektrodynamisches Festklopfsystem**

Die Schwingungserregung des elektrodynamischen Systems beruht auf dem Lorentz-Prinzip. Die Lorentzkraft wirkt im vorliegenden Fall auf eine stromdurchflossene Spule in einem rotationssymmetrischen Magnetfeld. Durch das Anlegen einer Sinusspannung wird die Spule in mechanische Schwingungen versetzt. Dabei ist die Klopfkugel über einen axial geführten Stößel mit der Spule verbunden. Bild 57 zeigt eine Fotografie und eine schematische Schnittdarstellung des verwendeten elektrodynamischen Schlagwerkzeugs der Fa. KWL.



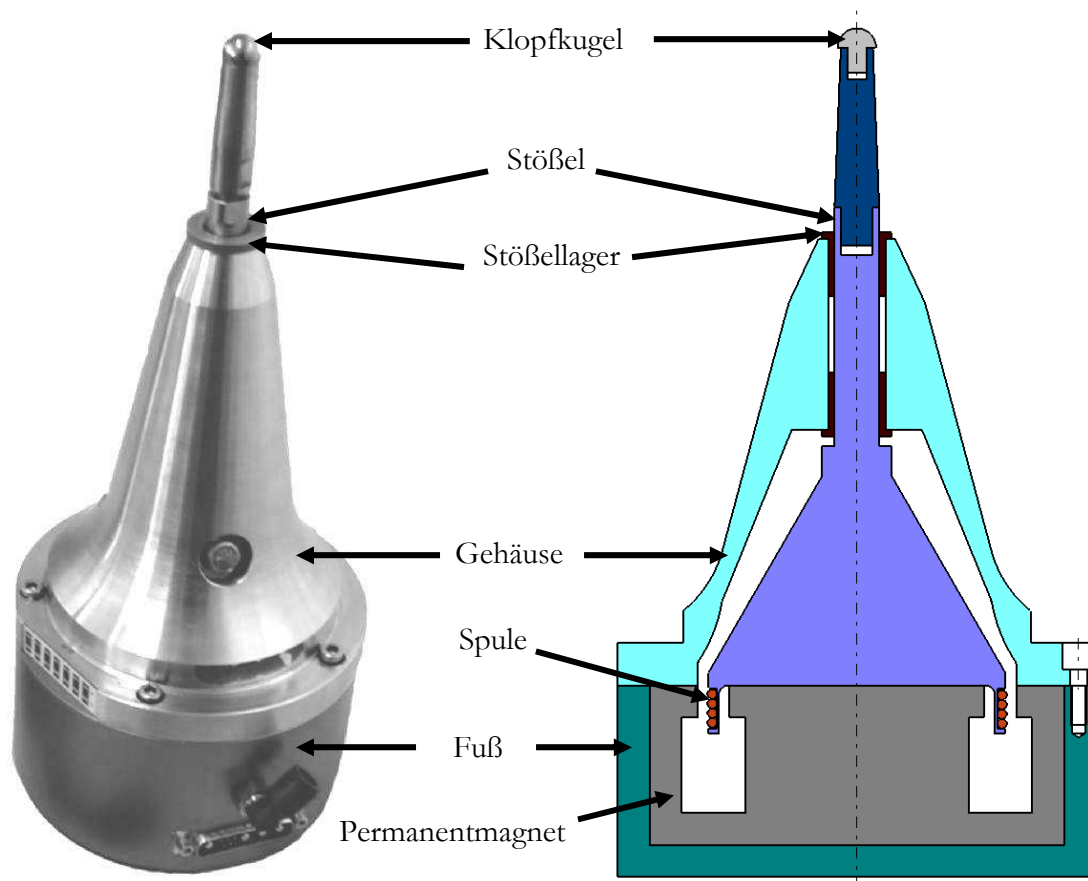


Bild 57: Elektrodynamisches Schlagwerkzeug der Fa. KWL

Unter Vernachlässigung der Schwerkraft und der Anziehungskraft zwischen den ferromagnetischen Teilen des Stößels und des Permanentmagneten besteht ein Kräftegleichgewicht zwischen der Massenträgheitskraft  $F_M$ , der Reibungskraft  $F_R$ , der Kraft beim Kontakt mit dem Werkstück bzw. inneren Anschlägen  $F_K$  und der Lorentzkraft  $F_L$ .

$$F_M + F_R + F_K = F_L \quad Gl. 35$$

Der Wert der Lorentzkraft lässt sich aus der elektrischen Ladung  $q$ , der elektrischen Feldstärke  $E_{el}$ , der Geschwindigkeit der Ladung  $v_q$  und der magnetischen Flussdichte  $B$  berechnen [52].

$$F_L = q(E_{el} + v_q \times B) \quad Gl. 36$$

Vernachlässigt man die Selbstinduktion der Spule und die Wirkung äußerer elektrischer Felder und setzt gleichzeitig voraus, dass sich alle Ladungsteilchen senkrecht zu den magnetischen Feldlinien bewegen, kann Gleichung 36 vereinfacht werden. Die Ladungsverschiebung pro Zeit entspricht dem Erregerstrom  $i(t)$  und das Produkt aus Geschwindigkeit und Zeit dem Weg den die Ladung durch das magnetische Feld zurücklegt und damit der Leiterlänge  $l$ .

$$F_L = B \cdot l \cdot i(t) \quad Gl. 37$$

Die magnetische Flussdichte ist eine Eigenschaft des verwendeten Permanentmagneten und kann als konstant angenommen werden. Der durch die Spule fließende Strom ergibt sich aus der angelegten Spannung und der Impedanz der Spule. Dabei ist zu beachten, dass die Impedanz der Spule von der Frequenz der Erregerspannung abhängt.

Unter der Voraussetzung einer konstanten Stößelmasse, einer linear viskosen Lagerreibung und dem Auftreten von viskoelastischen Kontaktkräften in Abhängigkeit der Stößelposition, lässt sich das Kräftegleichgewicht durch folgende nicht-lineare Differentialgleichung (Gl. 38) darstellen.

$$m_S \cdot \ddot{x}_S + b_R \cdot \dot{x}_S + c \cdot b_K \cdot \dot{x}_S + k_K \cdot \delta = B \cdot l \cdot i(t) \quad Gl. 38$$

Parameter der Bewegungsgleichungen des elektrodynamischen Festklopfsystems

$x_S$	Stößelauslenkung
$m_S$	Stößelmasse
$b_R$	Dämpfungskonstante der linear viskosen Lagerreibung
$c$	Bool'sche Variable „Kontaktbedingung erfüllt“
$b_K$	Dämpfungskonstante beim Kontakt mit dem Werkstück oder inneren Anschlägen
$k_K$	Federkonstante beim Kontakt mit dem Werkstück oder inneren Anschlägen
$\delta$	axiale Verformung beim Kontakt (Stößelposition - Kontaktpartnerposition)
$B$	magnetische Flussdichte
$l$	Leiterlänge
$i(t)$	Erregerstrom

Die Lösung der nicht-linearen Differentialgleichung mit der Berechnungssoftware Matlab und experimentelle Untersuchungen ergaben übereinstimmend, dass der freie Hub des elektrodynamischen Festklopfsystems in etwa linear mit dem Effektivwert des Erregerstroms zunimmt und sich umgekehrt proportional zum Quadrat der Frequenz verhält. André Ortwein [53] ermittelte im Rahmen seiner Diplomarbeit, dass die maximale Kontaktkraft im untersuchten Arbeitsbereich sowohl proportional mit dem Effektivwert des Erregerstroms als auch proportional mit dem Klopfspalt zunimmt. Der Klopfspalt ist dabei die Distanz, die der Stößel zwischen dem Kontakt mit dem Werkstück und dem inneren Anschlag des Festklopfsystems zurück legt. Der Klopfspalt muss kleiner als der freie Hub des Festklopfsystems sein, um das Werkstück zu treffen.

Zusammenfassend ergeben diese Untersuchungen, dass eine Vergrößerung der Kontaktkraft bzw. Aufprallenergie bei maximaler Leistung nur zu Lasten einer geringen Schlagfrequenz umgesetzt werden kann und umgekehrt die Wahl einer hohen Schlagfrequenz die Kontaktkraft bzw. Aufprallenergie einschränkt. Optimalerweise wird die benötigte Aufprallenergie in Abhängigkeit des Kugeldurchmessers, der Werkstückeigenschaften und des Bearbeitungsziels laut Abschnitt *6.3 Einfluss der Aufprallenergie* gewählt und die passenden Erregungsparameter über die Lösung der Bewegungsgleichung (Gl. 38) ermittelt. Um eine möglichst große Schlagfrequenz bei gegebener Aufprallenergie umzusetzen, muss die maximale elektrische Eingangsleistung gewählt werden.

### **6.6.2 Piezoelektrisches Festklopfsystem**

Das piezoelektrische Festklopfsystem wurde im Rahmen der Diplomarbeit von Alexander Tschürtz [54] entwickelt. Als Antrieb wurde ein Piezostapelaktor mit 180 mm Bauhöhe verwendet. Um den geringen maximalen Hub des Aktors von einem Tausendstel seiner Bauhöhe und damit 0,18 mm zu kompensieren, wurde die Vorspannung des Schlagwerkzeugs gegen das Werkstück mit einer Schraubenfeder vorgesehen. Bild 58 zeigt eine Fotografie und eine Schnittzeichnung des piezoelektrischen Schlagwerkzeugs inklusive der Vorspannvorrichtung.

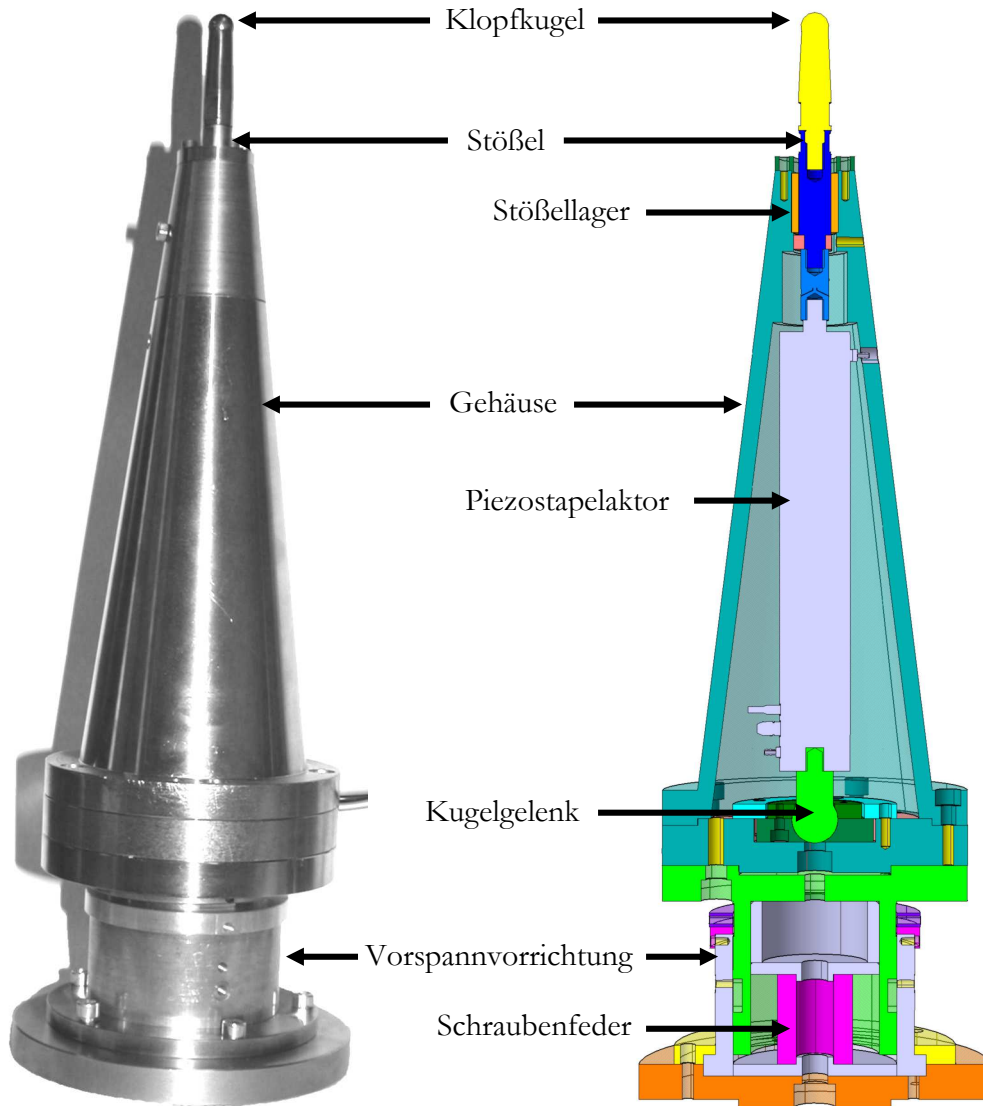


Bild 58: Piezoelektrisches Festklopfsystem

Die Bewegungsgleichungen (Gl. 39 und 40) des Schwingungssystems mit zwei Freiheitsgraden wurden von Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Seemann am Institut für Technische Mechanik der Universität Karlsruhe aufgestellt. Die Parameter der beiden Freiheitsgrade „Stößel“ und „Aktor“ sind durch die Indizes S und A gekennzeichnet.

$$m_S \cdot \ddot{x}_S + b_A \cdot (\dot{x}_S - \dot{x}_A) + k_A \cdot (x_S - x_A) + F_K = -\beta \cdot u(t) \quad \text{Gl. 39}$$

$$m_A \cdot \ddot{x}_A + b_V \cdot \dot{x}_A + b_A \cdot (\dot{x}_A - \dot{x}_S) + (k_A + k_V) \cdot x_A - k_A \cdot x_S = \beta \cdot u(t) + k_V \cdot x_{V,0} \quad \text{Gl. 40}$$

## Parameter der Bewegungsgleichungen des piezoelektrischen Festklopfsystems

$x_S$	Stößelauslenkung
$x_A$	Aktorauslenkung
$m_S$	Stößelmasse
$m_A$	Aktormasse
$b_A$	Dämpfungskonstante des Aktors
$k_A$	Federkonstante des Aktors
$b_V$	Dämpfungskonstante der Vorspannvorrichtung
$k_V$	Federkonstante der Vorspannvorrichtung
$x_{V,0}$	Vorspannweg
$F_K$	Kontaktkraft*
$\beta$	Proportionalitätsfaktor zwischen Kraft und Spannung des Piezoaktors
$u(t)$	Erregerspannung

\*Für die Bestimmung der Kontaktkraft  $F_K$  wurde ein viskoelastisches Materialmodell analog zum elektrodynamischen System gewählt.

Die Parameterzusammenhänge bei dem piezoelektrischen Festklopfsystem mit Vorspannung durch eine Schraubenfeder werden stark durch die Abstimmung der Vorspannvorrichtung beeinflusst. Die benötigte Kompensation des geringen Hubes kann sowohl durch gezielte Ausnutzung der Resonanzüberhöhung als auch durch Verwendung der Vorspannvorrichtung als mechanischer Tiefpassfilter erfolgen. Eine abschließende Bewertung der Systemeigenschaften kann erst nach weiteren Untersuchungen erfolgen.

### 6.6.3 Pneumatisches Festklopfsystem

Neben dem elektrodynamischen und dem piezoelektrischen Festklopfsystem wurden im Rahmen dieser Arbeit auch pneumatische Festklopfsysteme erprobt. Die getesteten Systeme basieren auf pneumatischen Schlagwerkzeugen, die als manuell geführte Graviereinheiten, Schlackemeißel oder Niethämmer angeboten werden. Die notwendigen Anpassungen für die Verwendung als Festklopfsystem wurden im Rahmen der Diplomarbeiten von Alexander Tschürtz [54] und Christoph Mittnacht [55] vorgenommen. Die minimale Aufprallenergie der Schlackemeißel und Niethämmer erwies sich als zu groß, um für die Einglättung von Umformwerkzeugen aus EN-GJS-HB265 und ZnAl4Cu3 verwendet zu werden. Produktionsversuche an realen Umformwerkzeugen wurden mit der Graviereinheit P2505 der Fa. Atlas Copco durchgeführt (siehe Bilder 59 und 60).

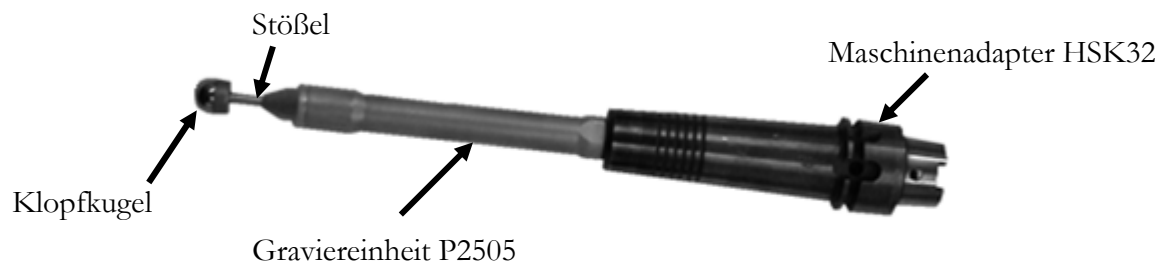
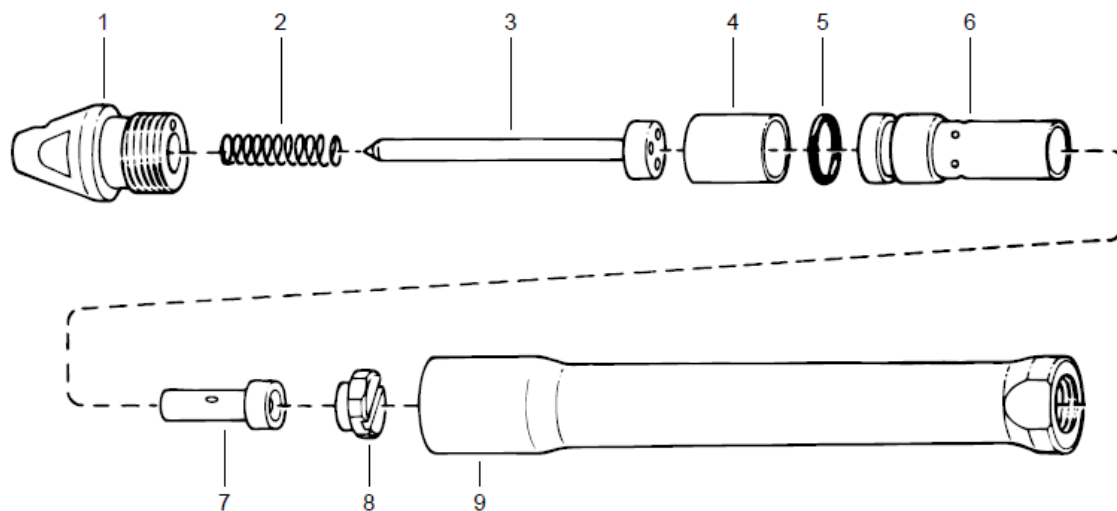


Bild 59: Pneumatisches Festklopfsystem auf Basis der Graviereinheit P2505



- |  |              |
|--|--------------|
| 1: Führungsdeckel                                | 5: O-Ring    |
| 2: Schraubenfeder                                | 6: Zylinder  |
| 3: Graviernadel (Stößel<br>beim Festklopfsystem) | 7: Kolben    |
| 4: Distanzhülse                                  | 8: Abdeckung |
|  | 9: Gehäuse   |

Bild 60: Explosionsdarstellung der Graviereinheit P2505 von Atlas Copco [56]

Die Bewegungsgleichungen (Gl. 41 und 42) dieses Festklopfsystems wurden von André Feklistow im Rahmen seiner Bachelorarbeit [50] aufgestellt, mit Hilfe der Berechnungssoftware Matlab gelöst und experimentell verifiziert. Die Graviereinheit verfügt wie das piezoelektrische Festklopfsystem über zwei Freiheitsgrade. Die Parameter der Freiheitsgrade „Stößel“ und „Kolben“ sind durch die Indizes S und Ko gekennzeichnet.

$$m_S \cdot \ddot{x}_S + k_F \cdot x_S + F_K = \sum_i A_i p_i \quad Gl. 41$$

$$m_{Ko} \cdot \ddot{x}_{Ko} + F_K = \sum_j A_j p_j \quad Gl. 42$$

Parameter der Bewegungsgleichungen der pneumatischen Graviereinheit

$x_S$	Stößelauslenkung
$x_{Ko}$	Kolbenauslenkung
$m_S$	Stößelmasse
$m_{Ko}$	Kolbenmasse
$F_K$	Kontaktkraft*
$k_F$	Federkonstante der Rückhaltefeder des Stößels
$A_i$	druckluftexponierte Flächen des Stößels
$A_j$	druckluftexponierte Flächen des Kolbens
$p_i$	Druck auf Flächen des Stößels
$p_j$	Druck auf Flächen des Kolbens

\*Für die Bestimmung der Kontaktkraft  $F_K$  wurde ein viskoelastisches Materialmodell analog zum elektrodynamischen System gewählt.

Die Größe der druckluftexponierten Flächen sind geometrische Eigenschaften des Kolbens und des Stößels. Die jeweiligen Drücke sind Funktionen der Kolbenauslenkung und lassen sich nach Markert [57] unter der Annahme isothermer Zustandsänderungen aus dem allgemeinen Gasgesetz (Gl. 43) herleiten. Das allgemeine Gasgesetz stellt einen Zusammenhang zwischen dem Druck  $p$ , der Dichte  $\rho$ , der speziellen Gaskonstante  $R_s$  und der absoluten Temperatur  $T$  her.

$$p = \rho \cdot R_s \cdot T \quad Gl. 43$$

Unter der Annahme isothermer Zustandsänderungen sind  $R_s$  und  $T$  konstant und damit auch das Verhältnis von Druck zu Dichte vor und nach der Zustandsänderung.

$$\Delta p = p_0 \cdot \frac{\Delta \rho}{\rho_0} \quad Gl. 44$$

In einer geschlossenen Kammer mit konstanter Grundfläche und dem Druck  $p_0$  bei Kolbenausgangsposition  $h$ , lässt sich die Druckänderung in Abhängigkeit von der relativen Kolbenauslenkung  $x_{Ko}$  bestimmen.

$$\Delta p = p_0 \cdot \frac{x_{Ko}}{h - x_{Ko}} \quad \text{Gl. 45}$$

Der Gravierstift ist so aufgebaut, dass sich Kanäle in Abhängigkeit von der Kolbenposition öffnen bzw. schließen und ein Druckausgleich zwischen den verschiedenen Kammern, der Umgebung und der Druckluftversorgung stattfindet. Für die Modellierung wurde ein unverzügter Druckausgleich zwischen verbundenen Kammern angenommen. Strömungsverluste wurden als relativer Druckverlust modelliert.

Die Lösung der Bewegungsgleichungen (Gl. 41 und 42) unter Variation der Eingangsparameter ergab in Übereinstimmung mit experimentellen Untersuchungen, dass sowohl die maximale Kontaktkraft als auch die Schlagfrequenz im untersuchten Bereich in etwa linear mit dem Betriebsdruck zunehmen. Im Gegensatz zum elektrodynamischen Festklopfsystem nimmt die maximale Kontaktkraft mit steigendem Klopfspalt ab.

Um die Kontaktkraft bzw. Aufprallenergie vom Klopfspalt und damit von den geometrischen Prozesstoleranzen zu entkoppeln, wurde das Schlagwerkzeug so umgebaut, dass die Druckluft zur pneumatischen Vorspannung des Schlagwerkzeugs gegen das Werkstück genutzt wird. Dadurch hängt die Aufprallenergie nur noch von während der Bearbeitung konstanten Eigenschaften des Festklopfsystems und vom wählbaren Betriebsdruck ab und deshalb werden sehr gleichmäßige Schläge mit fein einstellbarer Aufprallenergie erzeugt. Es muss also nur noch der Betriebsdruck durch Lösung der Bewegungsgleichungen gefunden werden, bei dem die optimale Aufprallenergie in Abhängigkeit von dem Kugeldurchmesser, den Werkstückeigenschaften und dem Bearbeitungsziel erreicht wird (siehe Abschnitt 6.3 *Einfluss der Aufprallenergie*).

## 6.7 Einfluss der Bearbeitungsstrategie und -maschine

Bei den ersten Produktionsversuchen wurden HSC-Fräsmaschinen als Träger für das Festklopfsystem verwendet, da mit diesen Maschinen auch die letzte Fräsbearbeitung vor dem Oberflächenfinish durchgeführt wurde. Die Bahnprogrammierung für die Festklopfbearbeitung erfolgte rein 3-achsig auf Basis der Fräsbahnen. Das bedeutet, dass das Schlagwerkzeug nur translatorisch im Bearbeitungsraum bewegt wurde und der Anstellwinkel bezogen auf den Maschinentisch konstant  $90^\circ$  betrug. Damit ist der Aufprallwinkel eine Funktion der Werkstückgeometrie und variiert bei der Bearbeitung von Umformwerkzeugen zwischen  $0^\circ$  und  $90^\circ$ . Hinterschnitte konnten auf diese Weise nicht bearbeitet werden. Bild 61 zeigt die Variation des Aufprallwinkels bei 3-achsiger Bearbeitung anhand einer Schnittdarstellung.



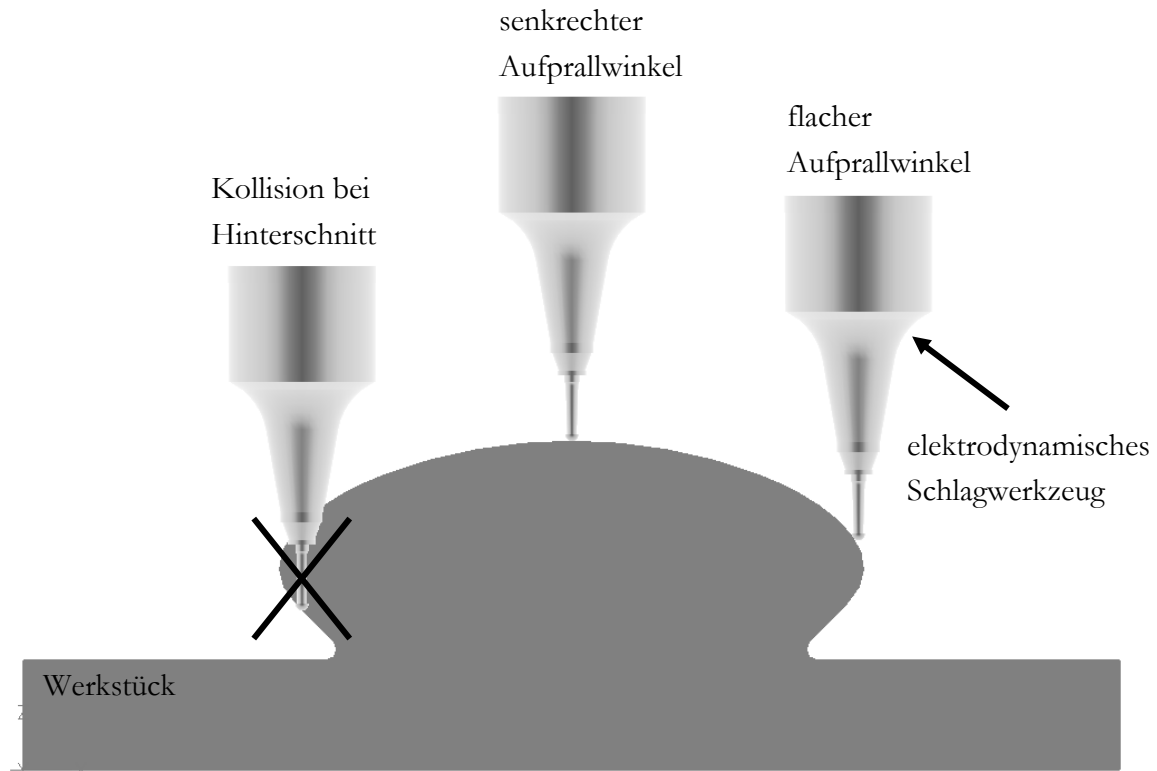


Bild 61: Schnittdarstellung 3-achsiger Festklopfbearbeitung

Die Bearbeitungshöhe wurde so gewählt, dass der Hub des Stößels zwischen dem inneren Anschlag und dem Werkstück auf 0,4 mm begrenzt wurde. Der Klopfspace und der freie Hub des Stößels bezogen auf die Flächennormale des Werkstücks sind unter diesen Voraussetzungen nicht konstant, sondern nehmen mit dem Aufprallwinkel ab (siehe Bild 62).

Die relative Position zwischen der Mittelpunktstbahn der Klopfkugel und der Kontur des Werkstücks unterliegt geometrischen Abweichungen aufgrund von Maschinentoleranzen und Wärmeausdehnung bei Temperaturschwankungen. Diese Abweichung zwischen Soll- und Ist-Position von Klopfkugel und Werkstück führt dazu, dass die Klopfkugel bis zu mehrere hundertstel Millimeter zu nah oder zu fern am Werkstück vorbeigeführt wird. An den Stellen wo sich die Klopfkugel zu nah am Werkstück befindet und ihr Abstand kleiner als die Abweichung ist, findet eine Kollision zwischen Kugel und Werkstück statt. Diese Kollision führt zum Verkleben oder sogar zum Abbrechen des Stößels. Dort wo sich die Kugel zu fern am Werkstück vorbeibewegt und der freie Hub des Stößels bezogen auf die Flächennormale kleiner als die Abweichung ist, schlägt die Kugel am Werkstück vorbei. Der variable Aufprallwinkel bei 3-achsiger Festklopfbearbeitung führt also zu einer ungleichmäßigen Schlagwirkung (siehe Abschnitt 6.5 *Einfluss des Aufprall- und Zustellwinkels*) und im Extremfall sogar zum Bruch des Stößels oder Oberflächenfehlern.

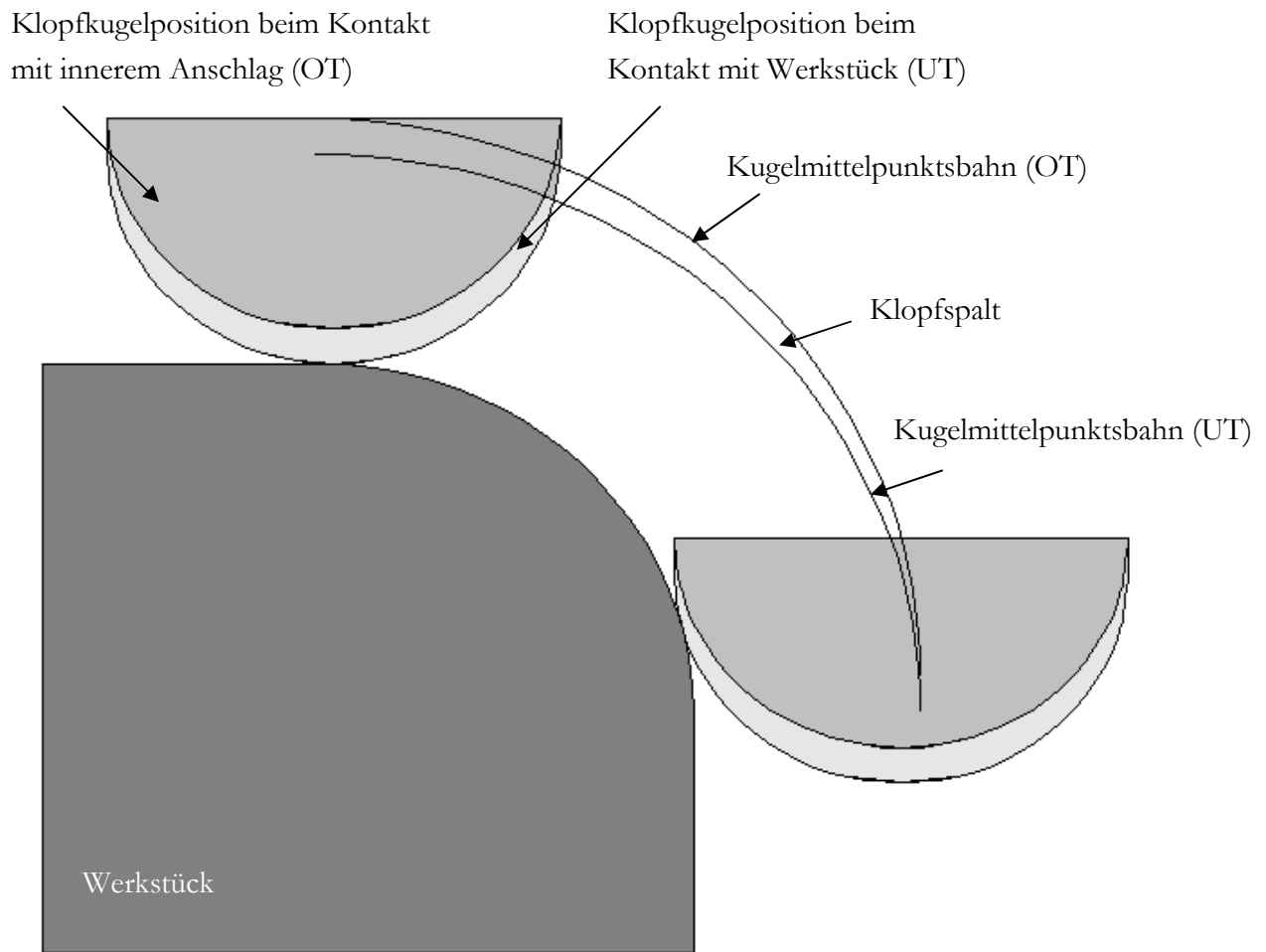


Bild 62: Klopfspace und Hub bezogen auf die Flächennormale des Werkstücks in Abhängigkeit von dem Aufprallwinkel

Anstelle der rein 3-achsigen Bearbeitung kann 3+2-achsige Bearbeitung angewendet werden, um die Variation des Aufprallwinkels einzuschränken. Bei der 3+2-achsigen Bearbeitung wird die Werkstückfläche in Felder aufgeteilt, die mit einem jeweils günstigen Anstellwinkel bearbeitet werden. Innerhalb eines Feldes bleibt der Anstellwinkel dabei konstant. In der Praxis hat sich die 3+2-achsige Bearbeitungsstrategie nicht bewährt, da deutliche Ansätze zwischen den Feldern erzeugt wurden, die ohne manuelle Nacharbeit nicht für den Tiefziehprozess geeignet waren.

Die gleichmäßigsten Oberflächenstrukturen wurden mit 5-achsig-simultaner Bearbeitung erreicht. Bei der 5-achsig-simultanen Bearbeitung schwenkt die Werkzeugmaschine das Schlagwerkzeug kontinuierlich mit der Kontur der Oberfläche. Es wurde bereits im Abschnitt 6.5 *Einfluss des Aufprall- und Zustellwinkels* gezeigt, dass eine flächennormale Festklopfbearbeitung von Ziehwerkzeugen mangels Zugänglichkeit nicht möglich ist. Um ein möglichst homogenes Klopfergebnis zu erreichen, sollte die Variation des Aufprallwinkels in einem engen Bereich gehalten werden.

Neben HSC-Großmaschinen wurde auch ein Industrieroboter vom Typ KR150L110 als Träger für das Festklopfsystem erprobt. Die Bahnabweichung des Industrieroboters lag mit mehreren Zehntelmillimetern etwa 10-fach über der Bahnabweichung der verwendeten Fräsmaschinen. Die geringere Genauigkeit des Roboters musste durch einen größeren Klopfspalt oder durch Vorspannung des Schlagwerkzeugs kompensiert werden, um Oberflächenfehler zu vermeiden. Außerdem besaß der getestete Roboter eine erheblich geringere Steifigkeit als die Fräsmaschinen. Deswegen wurde ein größerer Anteil der Aufprallenergie zur Verformung des Trägersystems aufgewendet. Trotz der beschriebenen Defizite des Industrieroboters im Vergleich zu den Fräsmaschinen, wurden sehr gute Ergebnisse bei Produktionsversuchen mit realen Umformwerkzeugen erreicht (siehe Kapitel 7 *Produktionsversuche*).

## 6.8 Zusammenfassung der Parametereinflüsse

Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Versuche und Simulationen zeigen, dass bei der Wahl der Prozessparameter für die Festklopfbearbeitung wie beim Festwalzen ein Zielkonflikt zwischen einer hohen Einglättung und einer starken Verfestigung des Werkstücks besteht.

Zur Erreichung einer hohen Einglättung bei einer kurzen Bearbeitungsdauer ist ein großer Kugeldurchmesser zu wählen, da die so erzeugten Abdrücke bei gegebener Tiefe einen großen Durchmesser und Krümmungsradius besitzen. Der einsetzbare Kugeldurchmesser wird durch den kleinsten zu bearbeitenden Innenradius des Werkstücks und die maximal erreichbare Aufprallenergie des Festklopfsystems begrenzt. Da zu geringe Aufprallenergien zur unvollständigen Einglättung der Fräsriefen und zu hohe Aufprallenergien zur Erzeugung ausgeprägter Materialanhäufungen führen, existiert eine optimale Aufprallenergie für die Einglättung in Abhängigkeit von dem Kugeldurchmesser, dem Werkstückmaterial und der Oberflächenrauheit. Es wurde ein quantitativer Zusammenhang zur überschlägigen Bestimmung der optimalen Aufprallenergie hergeleitet.

Unter der Voraussetzung vornehmlich plastischer Verformung beim Aufprall ist die Dehngrenze die einflussreichste Eigenschaft des Werkstückmaterials auf den Effekt der Festklopfbearbeitung. Es ist zu beachten, dass bei der plastischen Verformung infolge eines Aufpralls sehr hohe Dehnraten auftreten, die sich auf die Dehngrenze auswirken. Das Konzept des Dehnratenfaktors nach Goldsmith hat sich bei den vorliegenden Untersuchungen zur Bestimmung der Dehngrenze für Dehnraten bei Aufprallbedingungen bewährt. Die erzeugte Aufprallenergie und die Schlagfrequenz werden durch das Festklopfsystem und die Wahl der Erregungsparameter festgelegt. Wegen der nicht-linearen maschinendynamischen Zusammenhänge müssen geeignete Erregungsparameter entweder empirisch oder über die numerische Lösung der jeweiligen Bewegungsgleichung bestimmt werden. Der Abdruckabstand ist eine Funktion des Zeilensprungs, der Schlagfrequenz und der Vorschubgeschwindigkeit. Da eine Reduzierung des Abdruckabstands zu einer Verbesserung der erreichten Oberflächengüte und zu einer quadratischen Erhöhung der Bearbeitungsdauer führt, stellt seine Wahl einen Kompromiss zwischen Kosten und Nutzen der Festklopfbearbeitung dar. Mit einem senkrechten

Aufprallwinkel wird eine größere Verformung des Werkstücks als mit einem flachen Aufprallwinkel erreicht. Wenn die kleinste erreichbare Aufprallenergie so groß ist, dass ausgeprägte Materialanhäufungen erzeugt werden, lässt sich die erzeugte Oberflächenqualität durch Neigung des Schlagwerkzeugs gegen das Werkstück verbessern. Optimalerweise erfolgt die Anstellung in Richtung der Klopffzstellrichtung.

Wenn die Kaltverfestigung anstelle der Einglättung im Fokus der Festklopfbearbeitung steht, sind eine möglichst große Aufprallenergie und ein senkrechter Aufprallwinkel zu wählen. Die Festlegung des optimalen Kugeldurchmessers bei dem ein ausgewogenes Verhältnis zwischen radialer und axialer Dehnungsverteilung vorliegt, kann wegen der nicht-linearen Spannungs-Dehnungs-Beziehung entweder empirisch oder über FEM-Simulationen erfolgen. Analog zur Wahl der Prozessparameter für eine hohe Einglättung wird der Abdruckabstand auch als Kompromiss aus Bearbeitungsergebnis und Bearbeitungskosten festgelegt, wenn das Ziel eine hohe Verfestigung ist.

Des Weiteren hat sich das Konzept der Vorverdichtung bei der Festklopfbearbeitung lunkerverdächtigter Werkstücke bewährt. Komplexe Geometrien werden optimalerweise 5-achsig-simultan festgeklopft, um die Variation des Aufprallwinkels zu begrenzen. Obwohl Industrieroboter im Vergleich zu Fräsmaschinen vergleichbarer Größe eine geringere Genauigkeit und Steifigkeit aufweisen, eignen sie sich als Träger für das Schlagwerkzeug bei der Festklopfbearbeitung.

## 7 Produktionsversuche

Im Rahmen dieser Arbeit wurden insgesamt achtzehn Ziehstempel bzw. Ziehmatrizen von realen Umformwerkzeugen zur Herstellung von Serien- und Prototypenbauteilen festgeklopft. Es war das Ziel der Produktionsversuche, die Ergebnisse der Modellexperimente und FEM-Simulationen zu validieren und eine realitätsnahe Bewertung des Kosten-Nutzen-Verhältnisses der Festklopfbearbeitung im Vergleich zum konventionellen Finishprozess durchzuführen. Die eine Hälfte der festgeklopften Umformwerkzeuge bestand aus dem Werkstoff EN-GJS-HB265 (siehe Tabelle 14) und die andere Hälfte aus dem Werkstoff ZnAl4Cu3 (siehe Tabelle 15).

Tabelle 14: Festgeklopfte Serienwerkzeuge aus EN-GJS-HB265

Baureihe	Werkzeugkomponente	Bauteil
S212	Ziehstempel	Seitenwand, li.
S212	Ziehstempel	Dach
C216 Modellpflege	Ziehstempel	Motorhaube, Innenteil
C218	Ziehstempel (Absicherung)	Seitenwand, re.
C218	Ziehstempel	Motorhaube, Innenteil (siehe Bild 2)
C218	Ziehstempel	Vorderkotflügel, li./re. (siehe Bild 63)
W204 Modellpflege	Ziehstempel	Motorhaube, Innenteil
W246	Ziehmatrize	Fahrertür, Innenteil, li.
W246	Ziehmatrize	Fahrertür, Innenteil, re.

Tabelle 15: Festgeklopfte Prototypenwerkzeuge aus ZnAl4Cu3

Baureihe	Werkzeugkomponente	Bauteil
W246	Ziehmatrize	Fahrertür, Beplankung, li./re.
X166	Ziehstempel	Vorderkotflügel, li.
X166	Ziehmatrize	Vorderkotflügel, li.
X166	Ziehstempel	Vorderkotflügel, re.
X166	Ziehmatrize	Vorderkotflügel, re.
V222	Ziehstempel	Motorhaube, Innenteil
S205	Ziehstempel	Rückwandtür, Innenteil
S205	Ziehstempel	Dach
S205	Ziehmatrize	Dach

Die Produktionsversuche wurden mit der Absicht durchgeführt, die komplette Formfläche des Ziehwerkzeugs soweit einzuglätten, dass keine manuelle Nacharbeit mehr nötig war. Deshalb wurden nach der Festklopfbearbeitung erste Ziehteile ohne manuelles Finish der Umformwerkzeuge produziert. Die Werkzeugoberflächen wurden nur dann nachgearbeitet,

wenn es zur Erreichung der Qualitätsanforderungen des Bauteils notwendig war. Die Begutachtung der Oberflächenqualität der produzierten Karosseriebauteile erfolgte im blanken und im lackierten Zustand. Der Erfolg der Festklopfbearbeitung wurde bei jedem Serienwerkzeug anhand nachfolgend aufgelisteter Kriterien protokolliert.

- Prozessparameter der Festklopfbearbeitung
- Prozessparameter der vorangegangenen Fräsbearbeitung
- zusätzliche Maschinenbelegung für Festklopfbearbeitung
- verbleibender Nacharbeitsaufwand bis zur Herstellung von Gutteilen
- Aufwand für das Oberflächenfinish eines konventionell hergestellten Vergleichswerkzeug
- $R_a$ -Wert der Oberfläche vor und nach der Festklopfbearbeitung (Mittelwert aus 6 Messungen)
- Randschichthärte vor und nach der Festklopfbearbeitung (Mittelwert aus 6 Messungen)

Durch den Erfahrungsgewinn und die Umsetzung neuer Erkenntnisse aus den Modellversuchen und FEM-Simulationen wurden die Qualität der festgeklopften Oberflächen und das Kosten-Nutzen-Verhältnis der Festklopfbearbeitung sukzessive gesteigert. Deswegen werden die Ergebnisse der Produktionsversuche und das erreichte Kosten-Nutzen-Verhältnis in den nachfolgenden Abschnitten anhand eines Serienwerkzeugs und eines Prototypenwerkzeugs beschrieben, die mit optimierten Parametern festgeklopft wurden.

## **7.1 Ergebnisse der Produktionsversuche**

Für die Beschreibung der Ergebnisse der Produktionsversuche wurden der Ziehstempel des Serienwerkzeugs Vorderkotflügel li./re. C218 und die Ziehmatrize des Prototypenwerkzeugs Dach S205 ausgewählt, da bei der Festklopfbearbeitung der beiden Ziehwerkzeugkomponenten bereits auf Erfahrungen aus vorangegangenen Produktionsversuchen zurückgegriffen werden konnte.

### **7.1.1 Ziehstempel Vorderkotflügel li./re. C218**

Der Ziehstempel (siehe Bild 63) aus dem Material EN-GJS-HB265 gehört zu einem Doppelwerkzeug für die gemeinsame Herstellung linker und rechter Vorderkotflügel. Das maschinelle Oberflächenfinish erfolgte in vier Schritten mit einer HSC-Fräsmaschine. Der Ziehstempel wurde vorgefräst, vorverdichtet, feingefräst und finishgeklopft. Die Fräsbearbeitung erfolgte mit den Standardparametern des konventionellen Prozesses und die Festklopfbearbeitung wurde rein 3-achsig durchgeführt. Es wurde das elektrodynamische Festklopfsystem der Fa. KWL mit nachfolgend aufgelisteten Einstellungen verwendet.

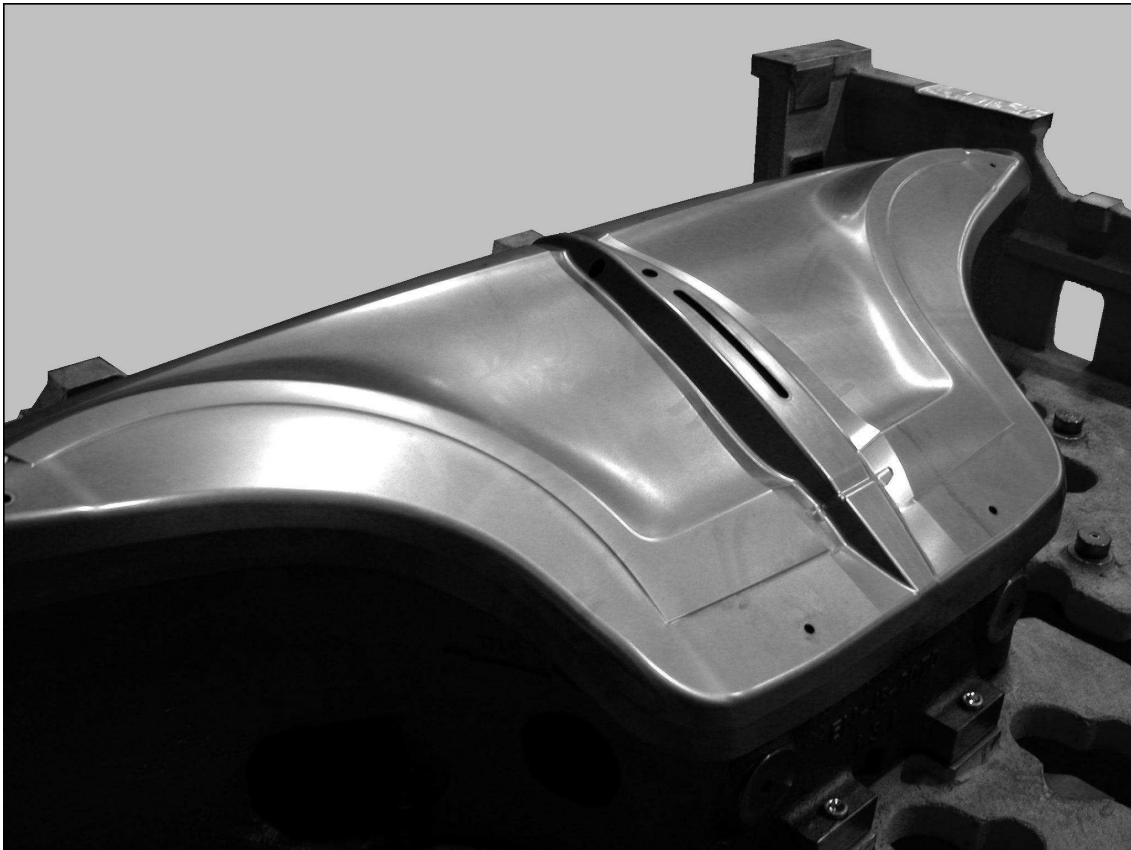


Bild 63: Ziehstempel Vorderkotflügel li./re. C218 (nach der Festklopfbearbeitung)

Festklopfparameter bei der Vorverdichtung

- Kugeldurchmesser: 6 mm
- Zeilensprung: 1 mm
- Vorschub: 10 m/min
- Schlagfrequenz: 190 Hz
- Eingangsleistung: 360 W
- Klopfspalt: 0,5 mm

Festklopfparameter beim Finishklopfen

- Kugeldurchmesser: 12 mm
- Zeilensprung: 0,4 mm
- Vorschub: 7 m/min
- Schlagfrequenz: 260 Hz
- Eingangsleistung: 360 W
- Klopfspalt: 0,4 mm

Die Belegung der Fräsmaschine betrug 2,5 h für die Vorverdichtung und 11 h für das Finishklopfen inklusive aller Rüst- und Einrichtungsvorgänge. Die mittlere Rauheit des Ziehstempels reduzierte sich durch die Festklopfbearbeitung von  $R_a = 1,7 \mu\text{m}$  auf

$R_a = 0,9 \mu\text{m}$ . Die Härte der Randschicht wurde mit dem mobilen Messgerät Krautkramer MIC10 gemessen und erhöhte sich von 32 HRC auf 38 HRC. Nach der Festklopfbearbeitung wurden keine Oberflächenfehler festgestellt. Zur Herstellung von Gutteilen mussten nur die Einlaufgraden nachpoliert werden. Der Aufwand für das manuelle Oberflächenfinish wurde von geplanten 32 Mannstunden durch die Festklopfbearbeitung auf 2 Mannstunden reduziert.

### 7.1.2 Ziehmatrize Dach S205

Die Ziehmatrize aus dem Material ZnAl4Cu3 gehört zu einem Ziehwerkzeug für die Herstellung von Dächern mit Schiebedachausschnitt. Die letzte Fräsbearbeitung vor dem Festklopfen wurde nicht mit einem Kugelfräser sondern mit einem Torusfräser durchgeführt. Dadurch wies die Ziehmatrize eine etwas geringere Oberflächenrauheit auf als der zuvor vorgestellte Ziehstempel. Die 5-achsige-simultane Festklopfbearbeitung wurde ohne Vorverdichtung mit einem Industrieroboter durchgeführt. Als Festklopfsystem wurde das pneumatische Schlagwerkzeug P2505 der Fa. Atlas Copco mit nachfolgend aufgelisteten Einstellungen verwendet.

#### Festklopfparameter

- Kugeldurchmesser: 24 mm
- Zeilensprung: 0,4
- Vorschub: 6 m/min
- Schlagfrequenz: 190 Hz
- Betriebsdruck: 4 bar
- Pneumatische Vorspannung

Die Bearbeitungsdauer betrug 11 h inklusive aller Rüst- und Einrichtungsvorgänge. Die mittlere Rauheit der Ziehmatrize wurde durch die Festklopfbearbeitung von  $R_a = 1,1 \mu\text{m}$  auf  $R_a = 0,6 \mu\text{m}$  reduziert. Nach der Festklopfbearbeitung war in der Mitte der Matrize ein Bereich mit eingedrückten Lunkern zu erkennen. Während der Ziehoperation findet in diesem Bereich weder ein Gegenzug noch eine ausgeprägte Relativbewegung zwischen Blech und Werkstück statt, deshalb wurde die Oberflächenqualität der produzierten Bauteile durch die Lunker nicht beeinträchtigt. Zur Herstellung von Gutteilen musste nur der Dachkanal nachgearbeitet werden, da dort keine Zugänglichkeit für die verwendete Klopfkugel mit einem Durchmesser von 24 mm bestand. Der Aufwand für das manuelle Oberflächenfinish wurde von geplanten 30 Mannstunden auf 2 Mannstunden reduziert. Während der kompletten Lebensdauer des Prototypenwerkzeugs war keine weitere manuelle Nacharbeit mehr notwendig.

Der Vergleich der mittleren Rauheit der beiden vorgestellten Werkzeugkomponenten aus EN-GJS-HB265 und ZnAl4Cu3 zeigt, dass sich der  $R_a$ -Wert der gefrästen Ziehmatrize nur unwesentlich von dem  $R_a$ -Wert des geklopften Ziehstempels unterscheidet. Trotzdem war der geklopfte Ziehstempel für die Produktion von Zienteilen geeignet und die gefräste Ziehmatrize nicht. Der  $R_a$ -Wert ist ein geeignetes Maß zur Bestimmung der relativen



Einglättung, besitzt aber nur eine geringe Aussagekraft über die Funktionalität von Ziehgeometrien. Bei vergleichbarem  $R_a$ -Wert weisen mit einem Kugelfräser bearbeitete Oberflächen aufgrund der vielen kleinen Scherflächen eine ausgeprägte Mikrorauheit auf, während fest geklopfte Oberflächen eine langwelligere Charakteristik besitzen (siehe Bilder 36-39). Um eine Aussage über die Reibeigenschaften rauer Oberflächen beim Tiefziehen treffen zu können, ist z.B. eine Strukturanalyse unter Berücksichtigung der Wellenlänge von Flächenanteilen notwendig, wie sie von Berglund [5,58,59] unter anderem für gefräste und geklopfte Oberflächen durchgeführt wurde.

## 7.2 Kosten-Nutzen-Analyse

Zur Ermittlung des Kosten-Nutzen-Verhältnisses der Bearbeitungsbeispiele aus dem vorangegangenen Abschnitt wurde ein Vergleich zwischen der konventionellen Werkzeuganfertigung mit rein manuellem Oberflächenfinish und dem um die Festklopfbearbeitung erweiterten Prozess angestellt. Dafür wurden die jeweiligen Maschinenstundensätze analog zu dem Beispiel aus Abschnitt 2.2.1 *Feinfräsen* auf den Stundensatz eines Facharbeiters normiert. Nachfolgende Auflistung zeigt das Ergebnis dieser Normierung.

- Stundensatz Mitarbeiter: 1/h
- Stundensatz Industrieroboter: 1,5/h
- Stundensatz HSC-Großmaschine: 2/h

Der Aufwand für das Oberflächenfinish des Ziehstempels Vorderkotflügel li./re. C218 ist die Summe der Produkte aus Bearbeitungsdauer und Stundensatz der einzelnen Bearbeitungsschritte.

Rein manuelles Oberflächenfinish:  $32 \text{ h} \times 1/\text{h} = 32$

Oberflächenfinish mit Festklopfbearbeitung:  $(11 \text{ h} + 2,5 \text{ h}) \times 2/\text{h} + 2 \text{ h} \times 1/\text{h} = 29$

Es zeigt sich, dass die mehr als halbierte Gesamtbearbeitungsdauer bezogen auf die Bearbeitungskosten fast vollständig durch den doppelten Stundensatz der Fräsmaschine wieder ausgeglichen wird. Damit wurde in diesem Fall eine deutliche Verkürzung der Durchlaufzeit bei der Werkzeuganfertigung ohne Erhöhung der Bearbeitungskosten erreicht. Außerdem verfügen festgeklopfte Umformwerkzeuge über technologische Vorteile wie die verfestigte Randschicht und höhere Maßhaltigkeit. Wegen der bislang geringen Ausschöpfung möglicher Einsparpotentiale bei der Festklopfbearbeitung wie z.B. Verkürzung der Rüstzeit durch automatischen Werkzeugwechsel, ist eine weitere Reduzierung der maschinellen Bearbeitungszeit möglich.

Da die Ziehmatrize Dach S205 mit einem Industrieroboter anstelle einer Fräsmaschine festgeklopft wurden, ergibt sich bei diesem Prozess eine höhere Produktivität.

Rein manuelles Oberflächenfinish:  $30 \text{ h} \times 1/\text{h} = 30$

Oberflächenfinish mit Festklopfbearbeitung:  $11 \text{ h} \times 1,5/\text{h} + 2 \text{ h} \times 1/\text{h} = 18,5$

Die Durchlaufzeit für das Oberflächenfinish wurde wie bei der Festklopfbearbeitung mit der Fräsmaschine mehr als halbiert und durch den geringeren Stundensatz des Industrieroboters ergibt sich in diesem Fall auch eine deutliche Reduzierung der Bearbeitungskosten um mehr als ein Drittel.

Die Wirtschaftlichkeit der Festklopfbearbeitung wird nicht nur von den reinen Bearbeitungskosten sondern von dem gesamten Werkzeuganfertigungsprozess des Betreibers beeinflusst. Hier sind sowohl die Verfügbarkeit von Kapazitäten bezüglich der Mitarbeiter und Maschinen als auch das jeweilige Programmier-, Transport- und Rüstkonzept zu berücksichtigen.

### 7.3 Zusammenfassung der Produktionsversuche

Die Ergebnisse der Produktionsversuche zeigen, dass Ziehwerkzeuge aus den Werkstoffen EN-GJS-HB265 und ZnAl4Cu3 mittels Festklopfbearbeitung vergleichbar zum manuellen Oberflächenfinish eingeläutet werden können. Dabei gelang es einwandfreie Karosseriebauteile mit festgeklopften Ziehwerkzeugen zu produzieren, die nur minimal von Hand nachgearbeitet wurden.

Da die Parameter auf Basis der im Kapitel 6 *Einfluss der Prozessparameter* vorgestellten Zusammenhänge ausgewählt wurden, konnte deren prinzipielle Gültigkeit unter realen Bedingungen bestätigt werden. Außerdem wurde die Eignung des Festklopfverfahrens zur Erzeugung gleichmäßiger Oberflächen auch bei komplexen Werkstückgeometrien und die Anwendbarkeit unter verschiedensten Randbedingungen nachgewiesen. So wurden die Werkstoffe EN-GJS-HB265 und ZnAl4Cu3 mit einem elektrodynamischen oder einem pneumatischen Festklopfsystem, getragen von einer HSC-Maschine oder einem Industrieroboter, mit 3-achsiger oder 5-achsiger-simultaner Bearbeitungsstrategie erfolgreich bearbeitet.

Die Durchlaufzeit und die Bearbeitungskosten bei der Werkzeuganfertigung konnten durch die Festklopfbearbeitung im Vergleich zum konventionellen Prozess erheblich reduziert werden. Außerdem wurden technische Vorteile wie die Erhöhung der Randschichthärte der Umformwerkzeuge umgesetzt.

## 8 Zusammenfassung

An die Oberflächengüte von Ziehwerkzeugen für die Herstellung von Karosserieblechteilen werden hohe Anforderungen gestellt. Die Funktionsflächen sollten eine definierte Rauheit besitzen, um eine gleichbleibende Qualität der produzierten Bauteile zu gewährleisten und Verschleißerscheinungen des Werkzeugs zu minimieren. Im Center Betriebsmittel des Mercedes-Benz Werk Sindelfingen wird dazu das Festklopfverfahren erprobt, um das bisher eingesetzte zeit- und kostenintensive manuelle Oberflächenfinish nach der Fräsbearbeitung der Ziehwerkzeuge zu reduzieren.

Das Festklopfverfahren gehört zur Gruppe der mechanischen Oberflächenbehandlungen und befindet sich aktuell im Entwicklungsstadium. Bislang wurden weder Erfahrungen mit der Festklopfbearbeitung realer Umformwerkzeuge noch quantitative Zusammenhänge zur Bestimmung geeigneter Prozessparameter veröffentlicht. Die Effekte mechanischer Oberflächenbehandlung (Erzeugung oberflächennaher Druckeigenstressspannungen, Kaltverfestigung der Randschicht, Einglättung bzw. Strukturierung der Oberfläche) resultieren aus der plastischen Verformung der Werkstückrandschicht beim Kontakt mit dem Werkzeug. Im Sinne der Zielsetzung dieser Arbeit wurden bekannte kontaktmechanische Zusammenhänge recherchiert, experimentelle Untersuchungen und FEM-Simulationen durchgeführt, um den Einfluss und die Wechselwirkungen der zahlreichen Festklopfparameter aufzuklären.

Die Untersuchungen ergaben, dass ein Zielkonflikt zwischen der Einglättungs- und Verfestigungswirkung bei der Wahl der Parameter für die Festklopfbearbeitung existiert. Um eine optimale Einglättung zu erreichen, muss die Aufprallenergie genau so eingestellt werden, dass sie zur vollständigen Einebnung der Fräsriefen ausreicht und nicht zur Erzeugung ausgeprägter Materialanhäufungen zwischen den Klopfbahnen führt. Wenn dagegen die Verfestigung im Fokus der Festklopfbearbeitung steht, ist eine möglichst große Aufprallenergie zu wählen. Ein geringer Abdruckabstand steigert sowohl die Einglättungs- als auch die Verfestigungswirkung der Festklopfbearbeitung zu Lasten einer langen Bearbeitungsdauer. Die Wahl der Prozessparameter stellt also einen Kompromiss aus Einglättung, Verfestigung und Bearbeitungsdauer dar. Aus den Ergebnissen der durchgeführten Experimente und Simulationen wurden grundlegende Zusammenhänge zur Bestimmung der Prozessparameter in Bezug auf die Bearbeitungsaufgabe für ein optimales Kosten-Nutzen-Verhältnis abgeleitet.

Die Eignung des Festklopfsystems für das Oberflächenfinish realer Ziehwerkzeuge und die Gültigkeit der vorgestellten Beziehungen wurden durch Produktionsversuche an realen Ziehwerkzeugen validiert. Mit den festgeklopften Ziehwerkzeugen ließen sich nach stark verringerter manueller Nacharbeit einwandfreie Karosseriebauteile herstellen. Insgesamt wurden die Durchlaufzeit und die Bearbeitungskosten im Vergleich zum konventionellen Prozess erheblich reduziert und technologische Vorteile wie die Erhöhung der Randschichthärte nachgewiesen.

## 9 Literaturverzeichnis

- [1] Grube, R.: Wertsteigerung durch Multibrand Management bei DaimlerChrysler, in Schweickart, N.: Wertorientiertes Management, Springer Verlag, 2006
- [2] Hüttenrauch, M.: Effiziente Vielfalt, Springer Verlag, 2008
- [3] Klocke, F.: Automated finishing of free-formed steel moulds, Proceedings of the International Conference of the European Society for Precision Engineering, 2009
- [4] Groche, P.: Optimierung des Abrieb- und Verschleißverhaltens von Werkzeugoberflächen durch Randschichtverfestigung, Abschlussbericht zu EFB-Projekt 23/203 AIF 14846N, 2009
- [5] Berglund, J.: On finishing of pressing die surfaces using machine hammer peening, International Journal of Advanced Manufacturing Technology 52, 2011
- [6] Klamser, M.: Fertigungstechnik im Fahrzeugbau – Blechumformung, Vorlesungsskript FH Ulm, 2010
- [7] Lange, K.: Umformtechnik – Grundlagen, Springer Verlag, 1984
- [8] Mercedes-Benz Presswerkzeugnorm, Stand 31.05.2010
- [9] Paucksch, E.: Zerspantechnik, Vieweg+Teubner Verlag, 2008
- [10] Brecher, C.: Development of a force controlled orbital polishing head for free form surface finishing, Production Engineering – Research and Development 4, 2010
- [11] Schulze, V.: Modern Mechanical Surface Treatment, Wiley-VCH Verlag, 2006
- [12] Internetauftritt der 9<sup>th</sup> International Conference and Exhibition on Shot Peening, icsp9.iitt.com, Stand 19.07.2010
- [13] Inglebert, C.: Mechanical surface treatments and life improvement, in Weichert, D.: Limit states of materials and structures, Springer Verlag, 2009
- [14] Wohlfahrt, H.: Mechanische Oberflächenbehandlungen, Wiley-VCH Verlag, 2000
- [15] Altenberger, I.: Alternative mechanical surface treatments: Microstructures, residual stresses & fatigue behaviour, Institut für Werkstofftechnik der Universität Kassel, 2002

- [16] Chardin, H.: Random approach to peening coverage in ultrasonic shot-peening, Materials and Manufacturing Processes 10, 1995
- [17] Crößmann, I.: Einfluss von Ultraschall-Kugelstrahlen auf die Oberflächenrandzone und die Ermüdungseigenschaften von Ti-6Al-4V im Vergleich zu konventionellem Stahlkugelstrahlen, Dr.-Ing. Dissertation, Fakultät für Natur- und Materialwissenschaften der TU Clausthal, 2008
- [18] Wuttke, U.: Dauerfestigkeitskriterien von festgewalzten Stahlkurbelwellen, Abschlussbericht zu Forschungsvorhaben AIF-Nr. 14861N, 2010
- [19] Internetauftritt der Werkzeug Bürger + Maluck GmbH, [www.glattwalzen.de](http://www.glattwalzen.de), Stand 19.07.2010
- [20] Statnikov, E.: Physics and mechanism of ultrasonic impact treatment, International Institute of Welding Document XIII-2004-04
- [21] Dürr, A.: Zur Ermüdungsfestigkeit von Schweißkonstruktionen aus höherfesten Baustählen bei Anwendung von UIT-Nachbehandlung, Dr.-Ing. Dissertation, Institut für Konstruktion und Entwurf der Universität Stuttgart, 2007
- [22] Ummenhofer, T.: Schweißnahtnachbehandlung mit höherfrequenten Hämmerverfahren, Stahlbau 78, Heft 9, 2009
- [23] Hokkanen, M.: Ultra burnishing, Projektbericht, Tampere University of Technology, 2006
- [24] Willenborg, E.: Polieren mit Laserstrahlung, Projektpräsentation, Fraunhofer Institut für Lasertechnik, Aachen, 2008
- [25] Ukar, E.: Laser polishing of tool steel with CO<sub>2</sub> laser and high-power diode laser, International Journal of Machine Tools & Manufacture 50, 2010
- [26] Giedl-Wagner, R.: Ablation behaviour of metals for the mould and die industry, Laser Assisted Net Shape Engineering 5, 2007
- [27] Poprawe, R.: Lasertechnik für die Fertigung, Springer Verlag, 2004

- [28] Köhler, M.: Vergleich der Oberflächenverfahren Hartglattwalzen und Festklopfen bei Kaltumformwerkzeugen, Abschlussbericht zu Projekt GCFG 2, Industrieverband Massivumformung e.V.
- [29] Wied, J.: Machine polishing of metal forming dies, unveröffentlichte Master Thesis, Royal Institute of Technology, Stockholm, 2006
- [30] Hacini, L.: Evaluation of residual stresses induced by robotized hammer peening by the contour method, *Experimental Mechanics* 49, 2009
- [31] Schuhbauer, H.-G.: Schwingfestigkeitssteigerung schwerer Maschinenbauteile durch Schlagverfestigen, VDI-Berichte Nr. 852, 1991
- [32] Johnson, K.L.: *Contact Mechanics*, Cambridge University Press, 1985
- [33] Stronge W.J.: *Impact Mechanics*, Cambridge University Press, 2000
- [34] Virkus, U.: Oberflächengestaltung durch die Verfahrensfolge Spanen / Glattwalzen unter stofflichen, geometrischen und kinematischen Aspekten, Dr.-Ing. Dissertation, Fakultät Maschinenwesen der Technischen Universität Dresden, 2000
- [35] Hassan, A.M.: Further improvements in some properties of shot peened components using the burnishing process, *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 40, 2000
- [36] Hertz, H.: Ueber die Berührung fester elastischer Körper, *Journal für die reine und angewandte Mathematik* 92, 1881
- [37] DIN EN ISO 6506-1, Metallische Werkstoffe – Härteprüfung nach Brinell – Teil 1: Prüfverfahren
- [38] Tabor, D.: *The hardness of metals*, Oxford University Press, 1951
- [39] Childs T.: The persistence of asperities in indentation experiments, *Wear* 25, 1973
- [40] Kimura, Y.: Surface asperity deformation under bulk plastic straining conditions, *International Journal of Mechanical Sciences* 41, 1999
- [41] Matthews, J.R.: Indentation hardness and hot pressing, *Acta Metallurgica* 28. 1980
- [42] Dieter, G. E.: *Mechanical Metallurgy*, McGraw-Hill Book Company, 1986

- [43] DIN EN ISO 18265, Metallische Werkstoffe – Umwertung von Härtewerten
- [44] Thomas, S.: Konstitutive Gleichungen und numerische Verfahren zur Beschreibung von Verformung und Schädigung, Dr.-Ing. Dissertation, Fachbereich Material- und Geowissenschaften der Technischen Universität Darmstadt, 2001
- [45] Hacini, L.: Residual stresses induced by robotized hammer peening: The effect of impact energy, Proceedings of the 45<sup>th</sup> Annual Conference of Metallurgists of CIM, 2006
- [46] Klemenz, M.: Numerical prediction of the residual stress state after shot peening, Residual Stress VII, Material Science Forum, 2006
- [47] Chabault, G.: Konstruktion und Programmierung eines Messsystems für die Festklopfbearbeitung, unveröffentlichte Abschlussarbeit, Département Génie Mécanique et Conception, Université de Technologie de Belfort-Montbéliard, 2009
- [48] Scheil, J.: Werkstoffmodellierung der Festklopfbearbeitung, unveröffentlichte Diplomarbeit, Institut Physikalische Metallkunde der Technischen Universität Darmstadt, 2010
- [49] Goldsmith, W.: Impact - The theory and physical behaviour of colliding solids, Dover Publications, 2001
- [50] Feklistow, A.: Prozessmodellierung und Systemoptimierung für das Festklopfverfahren, unveröffentlichte Bachelorarbeit, Fakultät Maschinenbau und Fahrzeugtechnik der Hochschule Ulm, 2010
- [51] Das ist Hartmetall, Informationsbroschüre, Sandvik Hard Materials, 2010
- [52] Tipler, P.: Physik für Wissenschaftler und Ingenieure, Spektrum Akademischer Verlag, 2004
- [53] Ortwein, A.: Parameterermittlung und Optimierung eines elektromagnetischen Festklopfsystems, unveröffentlichte Diplomarbeit, Studiendepartment Fahrzeugtechnik und Flugzeugbau der Hochschule für angewandte Wissenschaften Hamburg, 2009
- [54] Tschürtz, A.: Konzeption und Konstruktion von Festklopfsystemen mit alternativen Antrieben, unveröffentlichte Diplomarbeit, Fachhochschule Aalen, 2009

- [55] Mittnacht, C.: Konstruktive Optimierung von Festklopfsystemen mit alternativen Antrieben, unveröffentlichte Diplomarbeit, Fakultät für Maschinenbau und Mechatronik, Hochschule Karlsruhe, 2009
- [56] Produktbegleitdokumentation P2505, Atlas Copco AB, 2009
- [57] Markert, R.: Strukturdynamik, Vorlesungsskript, Fachgebiet Strukturdynamik, Technische Universität Darmstadt, 2006
- [58] Berglund, J.: A method development for correlation of surface finish appearance of die surfaces and roughness measurement data, Tribology Letters 36, 2009
- [59] Berglund, J.: Milled die steel surface roughness correlation with steel sheet friction, CIRP Annals - Manufacturing Technology 59, 2010